Marco Santochi
Francesco Giusti

TECNOLOGIA MECCANICA
e studi di fabbricazione

SECONDA EDIZIONE

Casa Editrice Ambrosiana

Indice

ISBN 88-408-1028-5

Capitolo 3

Capitolo 4

Capitolo 6

ISBN 88-408-1028-5

Capitolo 7

Capitolo 8

ISBN 88-408-1028-5

Prefazione

Molteplici sono i processi di fabbricazione usati dalla moderna industria meccanica e continua è la loro evoluzione sotto la spinta della competitività richiesta nell'attuale mercato globale. Non è quindi facile condensare, in un testo adatto principalmente agli studenti delle facoltà di Ingegneria, le cognizioni fondamentali della Tecnologia meccanica. È stato quindi necessario operare delle scelte sui processi da descrivere e sugli argomenti da trattare più approfonditamente di altri. La scelta è caduta sui *processi tradizionali*, tenendo conto che sono quelli più diffusi e che devono essere necessariamente conosciuti da un Ingegnere industriale o gestionale. L'intenzione è stata quella di mettere in grado il lettore di risolvere casi concreti mediante metodologie opportunamente illustrate e di sapere operare delle scelte, tecnologicamente ed economicamente corrette, di processi da utilizzarsi in un *ciclo di fabbricazione*.

L'esposizione degli argomenti si basa sia sulla pluriennale esperienza di insegnamento universitario, sia sulla personale attività di ricerca ed è in accordo con quanto viene fatto in campo internazionale. Pertanto per ogni processo vengono presentati i principi teorici di base, l'influenza dei parametri in gioco, le prestazioni e le principali applicazioni. La trattazione di dettagli costruttivi di macchine, impianti ed attrezzature è stata volutamente limitata al minimo indispensabile, cercando di privilegiare solo alcune tendenze costruttive. È questo il caso delle macchine utensili per le quali si è preferito trattare le lavorazioni, gli utensili, le superfici generabili, piuttosto che le singole macchine tradizionali, che sono state descritte molto rapidamente: è stato invece dato maggiore spazio alle macchine utensili a controllo numerico, alle macchine di misura a coordinate, ai robot, ai sistemi FMS.

Rispetto alla prima edizione sono stati operati dei tagli sulle parti ritenute obsolete, a favore di aggiunte di argomenti che oggi è indispensabile conoscere (saldatura e taglio laser, metodi di *Design for Manufacturing*, macchine di misura a coordinate, analisi e sintesi delle tolleranze, principi ed esempi di programmazione delle macchine a CN). Sono state anche apportate modifiche, correzioni e chiarimenti, approfondimenti ed esempi, generati spesso da segnalazioni di studenti e colleghi di varie Università italiane, che qui ringrazio sentitamente.

ISBN 88-408-1028-5

In sostanza questa seconda edizione, profondamente rivista, rappresenta il tentativo di aggiornamento e miglioramento continuo che il prof. Francesco Giusti, mio compianto Maestro, avrebbe certamente apprezzato e sostenuto con lo stesso entusiasmo che lo spinse a iniziare questa opera didattica.

Al termine di questa premessa desidero ringraziare calorosamente i colleghi proff. Giovanni Tantussi, Gino Dini e gli ingg. Franco Failli, Michele Lanzetta e Valter Romoli per i preziosi consigli e la fattiva e competente collaborazione, indispensabili per portare a termine questo lavoro. Un particolare ringraziamento va all'Editore e all'intero staff editoriale e tipografico per la cura, professionalità e attenzione dimostrate. Ringrazio anche le aziende, sempre citate nel testo, che hanno contribuito, con il loro materiale illustrativo, a rendere alcuni argomenti più aderenti alla realtà industriale.

Infine un ringraziamento anticipato a tutti i lettori che vorranno segnalarmi errori, punti oscuri del testo o delle figure.

Ottobre 2000 *Marco Santochi*

1 Tecnologia meccanica e produzione

1-1 Introduzione

Oggetto della Tecnologia Meccanica è la descrizione dei principi, delle prestazioni e delle applicazioni dei processi di trasformazione della materia prima indefinita in semilavorati e in prodotti finiti. In altre parole la Tecnologia Meccanica studia i *processi di fabbricazione* di organi di macchine e di parti di strutture, fornendo le conoscenze di base necessarie per chi, nell'azienda meccanica, si occupa della loro scelta, della loro gestione, del loro controllo, degli aspetti legati alle soluzioni impiantistiche e organizzative, cioè per chi si occupa della *produzione*. Con questo termine si intende una serie di attività e operazioni correlate che, in una struttura ad anello chiuso, detta *ciclo di vita del prodotto*, portano dall'idea iniziale del prodotto alla sua immissione sul mercato.

Il mondo della produzione ha subito, nel corso degli anni, molte trasformazioni. Prima degli anni '70 il sistema Produzione era prevalentemente una produzione di massa, basata su un'economia di scala, e si rivolgeva a un mercato insaturo in grado di accettare, in un regime spesso monopolistico, grandi quantità di prodotti poco diversificati. Successivamente il sistema Produzione, spinto da una concorrenza a livello globale, si è sempre più orientato verso un'economia di mercato dove *qualità*, *diversificazione* del prodotto, riduzione del *tempo di immissione sul mercato* e del *tempo di vita* del prodotto sono diventati fattori determinanti. Uno dei fattori strategici alla base di questa rivoluzione è la *flessibilità*, che riguarda sia i mezzi di fabbricazione sia le tecniche organizzative e gestionali, cioè la capacità di adattarsi rapidamente ed efficacemente a repentine variazioni della domanda e delle caratteristiche del prodotto. La flessibilità dei mezzi di fabbricazione è il frutto dei notevoli progressi dell'elettronica e dell'informatica e della loro inevitabile applicazione al mondo della produzione. Acronimi come CAD, CAM, CAPP, CNC, FMS e CIM, che saranno usati e chiariti in questo testo, sono solo alcuni esempi di questa vera e propria rivoluzione nel mondo industriale meccanico.

1-2 Tipologie e modalità di produzione

Da un punto di vista della tipologia della produzione, si suole generalmente distinguere tra produzione *su commessa* e produzione *a magazzino*. Produrre *su commessa* significa produrre i beni specificatamente richiesti di volta in volta dal cliente. Produrre *a magazzino* significa invece produrre beni sulla base di analisi di mercato e previsioni di vendita, tenendoli in magazzino, con funzione di polmone intermedio, tra l'uscita dal processo produttivo e l'immissione sul mercato.

ISBN 88-408-1028-5

Limitandosi alle aziende che producono *prodotti discreti* (per esempio autovetture, macchine di vario tipo, elettrodomestici, aerei, navi, componenti per altri prodotti) e tralasciando quelle *di processo* (industrie come quelle chimiche, siderurgiche, ecc.) occorre fare una distinzione in base all'aspetto temporale. Da questo punto di vista, il flusso produttivo può essere *continuo*, *per lotti* o *unitario*.

Nella produzione *continua* le aziende producono, su impianti appositamente progettati, grandi quantità (serie) di un solo prodotto con limitate variazioni nei modelli: esempi sono le industrie automobilistiche e degli elettrodomestici, le industrie della componentistica meccanica (viti, bulloni, cuscinetti, ecc.). Nella produzione *per lotti* invece, su impianti o macchine di uso meno specializzato e più flessibili, lo stesso prodotto o componente viene, alternativamente ad altri, fabbricato in quantità variabili (in taluni casi molto elevate) una sola volta o ripetuto periodicamente. Infine la produzione *unitaria* è quella che riguarda piccole quantità di prodotti molto specializzati: un esempio è l'industria aeronautica o delle macchine utensili.

Questa suddivisione è di larga massima, in quanto esistono moltissime situazioni intermedie. È importante tuttavia capire che, a ogni tipologia di produzione e di flusso produttivo, corrispondono diverse soluzioni impiantistiche, organizzative, gestionali oltre che tecnologiche, cioè di tipo di processi impiegati e di livelli di automazione. Comunque l'elevata flessibilità è un'esigenza comune a tutte queste modalità produttive.

1-3 Il ciclo di vita del prodotto

Le varie attività della produzione (riferite per semplicità a un prodotto essenzialmente meccanico, ma estendibili ad altri prodotti) che caratterizzano il ciclo di vita del prodotto, sono essenzialmente le seguenti (fig. 1-1).

- La vita del prodotto ha inizio nel momento in cui un'azienda, sulla base di una ricerca di mercato e dopo previsione delle possibili vendite (nel caso di produzione a magazzino) oppure sulla base di un ordine ricevuto da un cliente (nel caso di produzione su commessa), concepisce una prima idea del prodotto, che, in seguito ad analisi approfondita e affinamenti successivi, viene tradotta in *avanprogetto* o *progetto preliminare*, basato su una dettagliata specifica tecnica.
- Il progetto preliminare viene poi trasformato dal servizio Progettazione in *progetto esecutivo*, esaminando e selezionando le soluzioni per tutti gli aspetti del prodotto, tra cui principalmente: funzionalità, prestazioni, costo, ergonomia, sicurezza, riciclabilità, semplicità di fabbricazione, di montaggio e di manutenzione, aspetti estetici. In questa fase spesso l'azienda si serve di *prototipi* su cui esegue sperimentazioni, per poter meglio valutare le prestazioni del nuovo prodotto e poterne migliorare le caratteristiche. Intervengono anche le esperienze del settore Ricerca e Sviluppo (R&S), essenziali per migliorare le prestazioni e la competitività del prodotto mediante introduzione di nuovi materiali e componenti.
- Al progetto segue la preparazione dei *disegni* (complessivo, gruppi, sottogruppi, particolari). Viene inoltre presa una prima decisione di massima su quali parti costruire e quali acquistare da fornitori e viene stilata la lista dei componenti del complessivo.

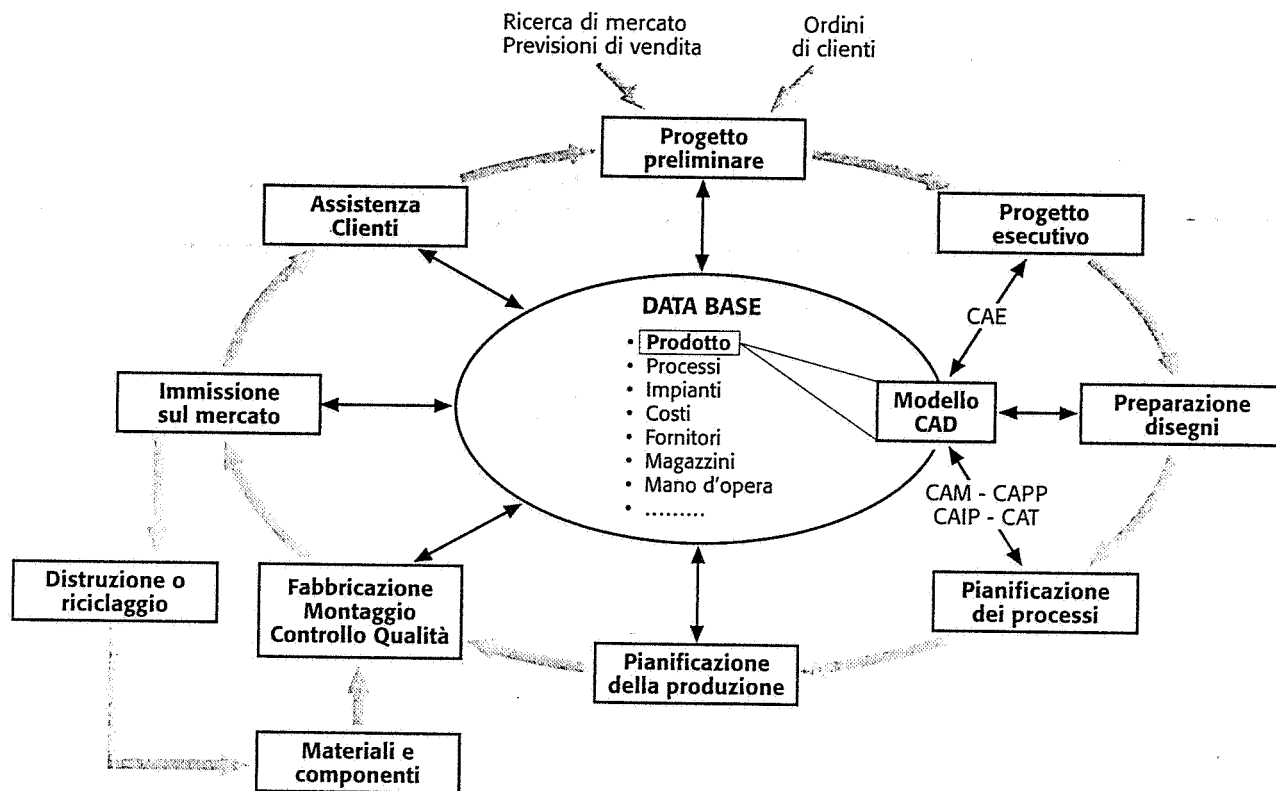



Fig. 1-1 Il ciclo di vita del prodotto e le attività della produzione.

- Sulla base dei disegni delle parti da realizzarsi nell'azienda, il servizio Industrializzazione procede quindi allo studio e alla scelta dei cicli di fabbricazione (*pianificazione del processo* o *process planning*) nonché alla definizione del fabbisogno di materiali: lo studio comporta l'ottimizzazione dei parametri dei ciclo produttivo in modo da ottenere la desiderata qualità e quantità del prodotto al costo minimo e nei tempi stabiliti. Rientra in questo aspetto, per una lavorazione alle macchine utensili ad esempio, la scelta delle macchine, dei ciclo ottimale, dei parametri di taglio, degli utensili, delle attrezzature. Anche in questa fase è di fondamentale importanza per la competitività dell'azienda, l'apporto del settore R&S, che può proporre nuovi processi di fabbricazione.
- Il Servizio Fabbricazione procede poi alla pianificazione della produzione (*production planning*) cioè alla definizione della miglior gestione delle risorse produttive disponibili (mano d'opera, impianti di fabbricazione e trasporto, ecc.) al fine di produrre la quantità di prodotto stabilito in base alle previsioni di vendita o ai termini di consegna concordati con il cliente. La complessità di un moderno ed efficiente sistema produttivo richiede una valida organizzazione, che sappia reagire in tempi brevi alle variabili richieste del mercato, alle mutevoli esigenze del cliente, ai sempre più brevi tempi di consegna.
- Le attività di fabbricazione, montaggio, controllo e preparazione per la spedizione hanno luogo negli impianti produttivi, progettati e realizzati secondo un lay-out adatto al tipo di produzione dell'azienda. Le fasi critiche dei vari processi sono costantemente *con-*

ISBN 88-408-1028-5

trollate (dimensioni dei pezzi, rugosità, difetti di fabbricazione e/o montaggio, ecc.) ed eventualmente sono intraprese azioni correttive al fine di ridurre al minimo gli scarti: questo è lo scopo del controllo di qualità che, in questi ultimi anni si è progressivamente trasformato nel concetto di *qualità totale,* estendendosi a tutte le attività aziendali oltre che al prodotto, con lo scopo di raggiungere la piena e continua soddisfazione del cliente, priorità assoluta per la sopravvivenza e sviluppo dell'azienda. Di fondamentale importanza sono inoltre le attività di *manutenzione* delle macchine e degli impianti, aventi lo scopo di evitare o limitare fermate indesiderate.

- Dopo eventuale permanenza in magazzino (che si tende a evitare o limitare molto per ragioni di costo) il prodotto viene immesso sul mercato, cioè consegnato al cliente, eventualmente attraverso una rete di distribuzione e vendita.
- Durante la vita utile del prodotto il Servizio di Assistenza Clienti, da un lato assicura la continuità del funzionamento del prodotto mediante assistenza tecnica, riparazioni, fornitura di parti di ricambio, dall'altro *chiude il ciclo* riportando all'azienda le informazioni sul reale funzionamento del prodotto sul mercato, sulla soddisfazione dei cliente, sulle sue richieste, sui problemi riscontrati: in base anche a queste informazioni l'azienda apporta eventuali variazioni al progetto o al ciclo produttivo o ad altri elementi della produzione allo scopo di migliorare il prodotto stesso.
- Al termine della sua vita utile il prodotto viene distrutto in modo ecologico, nel rispetto delle vigenti normative, oppure riciclato per un recupero parziale o totale di materiali ed eventualmente di componenti. Quest'aspetto ha assunto recentemente grande rilievo per motivi ecologici e per il risparmio di energia conseguente e ha spinto i Governi a emettere normative sempre più stringenti, che nei prossimi anni influenzeranno notevolmente sia la progettazione sia la fabbricazione dei prodotti di largo consumo.

1-4 L'integrazione delle attività di produzione

Alcune delle attività descritte nel paragrafo precedente non necessariamente vengono svolte nel modo sequenziale in cui sono state elencate: infatti le attività riguardanti la progettazione e la pianificazione del processo tendono ad essere svolte *in parallelo* secondo il concetto di *Concurrent Engineering* (*Ingegneria simultanea*) con notevoli vantaggi quali riduzione del *time to market* (tempo che intercorre tra la concezione del prodotto e la sua disponibilità sul mercato) e qualità del prodotto. Per capire tale concetto è utile citare la definizione data dalla SME (Society of Manufacturing Engineers, USA) «*Il Concurrent Engineering prevede che gli ingegneri di progettazione, fabbricazione e qualità lavorino insieme per migliorare i processi e le tecniche di realizzazione per rispondere alle esigenze del cliente relativamente a: tempi di consegna più rapidi, più ampia varietà di prodotti, maggior qualità dei prodotti*».

Lo sviluppo della Concurrent Engineering, intesa come compartecipazione da parte di più esperti allo sviluppo e ingegnerizzazione *integrati* del prodotto, è favorito anche dalla facilità di scambio di informazioni e dalla possibilità di lavorare contemporaneamente sullo

stesso progetto, rendendo rapidamente condivisibili a tutti le eventuali modifiche. Questa integrazione è oggi resa più semplice dal fatto che la progettazione, sin dalle sue prime attività di ideazione, lavora con sistemi CAD (*Computer Aided Design*) nell'ambito dei quali il prodotto viene rappresentato matematicamente in modo univoco secondo varie tecniche[1]. Il modello del prodotto rappresenta quindi una *sorgente di informazioni* a cui varie tecniche informatiche usate nella progettazione e nella pianificazione del processo e della produzione possono attingere grazie a opportune *interfacce* di scambio dati. Il sistema CAD assume un ruolo di primaria importanza nell'organizzazione dell'azienda integrata e l'input di molte attività della produzione che usano tecniche *Computer Aided (CAx)*. Grande importanza assumono pertanto le interfacce, che permettono alle varie applicazioni CAx di accedere senza errori a una descrizione non ambigua del prodotto: gli esempi più noti in questo settore sono IGES (*Initial Graphics Exchange Specifications*), STEP (*Standard for the Exchange of Product model data*), STL (*Stereo Lithography file*), per la cui descrizione si rimanda a testi specializzati.

Così, per esempio, il Servizio Progettazione usa tecniche di analisi strutturale, simulazione del comportamento termico e sotto carico, studi ergonomici, di manutenibilità, di facilità di montaggio e smontaggio (CAE, *Computer Aided Engineering*) e ricava tutti i disegni necessari. Il servizio Industrializzazione usa il modello CAD per molte attività tra cui la programmazione automatizzata delle macchine utensili a controllo numerico (CAM, *Computer Aided Manufacturing*), la pianificazione automatizzata del processo di fabbricazione e montaggio (CAPP, *Computer Aided Process Planning*), la pianificazione automatizzata del processo di collaudo dimensionale (CAIP, *Computer Aided Inspection Planning*), lo studio delle tolleranze (CAT, *Computer Aided Tolerancing*), la simulazione di processi di deformazione plastica e di fusione per una più corretta scelta dei parametri di processo e per la loro ottimizzazione, la simulazione di operazioni robotizzate di montaggio, saldatura, ecc.

Queste tecniche computer aided sono in continua evoluzione e la direzione sembra essere quella dell'applicazione delle tecniche di *realtà virtuale* (VR, *Virtual Reality*), che permettono di migliorare l'efficacia di detti strumenti e l'interfaccia con l'operatore, grazie a una sua *immersione* molto realistica nello spazio di lavoro di macchine e impianti.

La Concurrent Engineering è solo una parte del processo di integrazione che tende sempre di più a interessare tutte le attività della produzione. In questo senso il modello CAD è solo una parte di un più vasto *data base* contenente molte altre informazioni oltre quelle riguardanti lo specifico prodotto, come per esempio i dati sugli impianti disponibili, sui costi, sui sistemi logistici interni ed esterni, sulla mano d'opera, sui magazzini, ecc. La possibilità di accedere a questo data base con mezzi informatici e di rendere condivisibili le informazioni contenute a tutti i servizi dell'azienda sta alla base di quella che sembra essere la nuova struttura produttiva CIM (*Computer Integrated Manufacturing*).

---

1. Si suppone che il lettore già conosca i sistemi CAD, le loro prestazioni e funzionalità.

2 La rappresentazione grafica e la definizione geometrica del prodotto da fabbricare

2-1 Introduzione

Il prodotto da fabbricare è costituito da elementi (parti non ulteriormente scomponibili).

Il minimo raggruppamento di elementi del prodotto da fabbricare, che possono essere uniti fra loro da un montaggio, costituisce un sottogruppo, che può avere o no funzionamento proprio. Così, ad esempio, se il prodotto da fabbricare è un'autovettura, un sottogruppo avente funzionamento proprio può essere costituito dalla pompa della benzina; mentre un sottogruppo non avente funzionamento proprio può essere rappresentato, ad esempio, dall'insieme biella-pistone.

Il raggruppamento di sottogruppi ed elementi, uniti fra loro da un montaggio avente determinati scopi di funzionamento autonomo o condotto, dicesi *gruppo*. Così, riprendendo l'esempio precedente dell' autovettura, si può dire che il motore è un gruppo avente funzionamento autonomo, mentre l'assale anteriore può essere considerato un gruppo avente funzionamento condotto.

Infine l'insieme di gruppi ed elementi, uniti fra loro da un montaggio, costituisce il prodotto da fabbricare o *complessivo*.

2-2 Classificazione dei disegni

La rappresentazione grafica del prodotto da fabbricare è ottenuta mediante disegni che possono classificarsi in: disegni di concepimento, disegni di definizione, disegni di catalogo, disegni di fabbricazione.

2-2-1 Disegni di concepimento

I disegni di concepimento si articolano, in generale (fig. 2-1 e 2-2) in *schizzi o schemi* e *disegni di avanprogetto* del complessivo, dei gruppi, dei sottogruppi e degli elementi del prodotto da fabbricare. In genere questi disegni non sono quotati, ma possono contenere alcune indicazioni funzionali importanti.

ISBN 88-408-1028-5

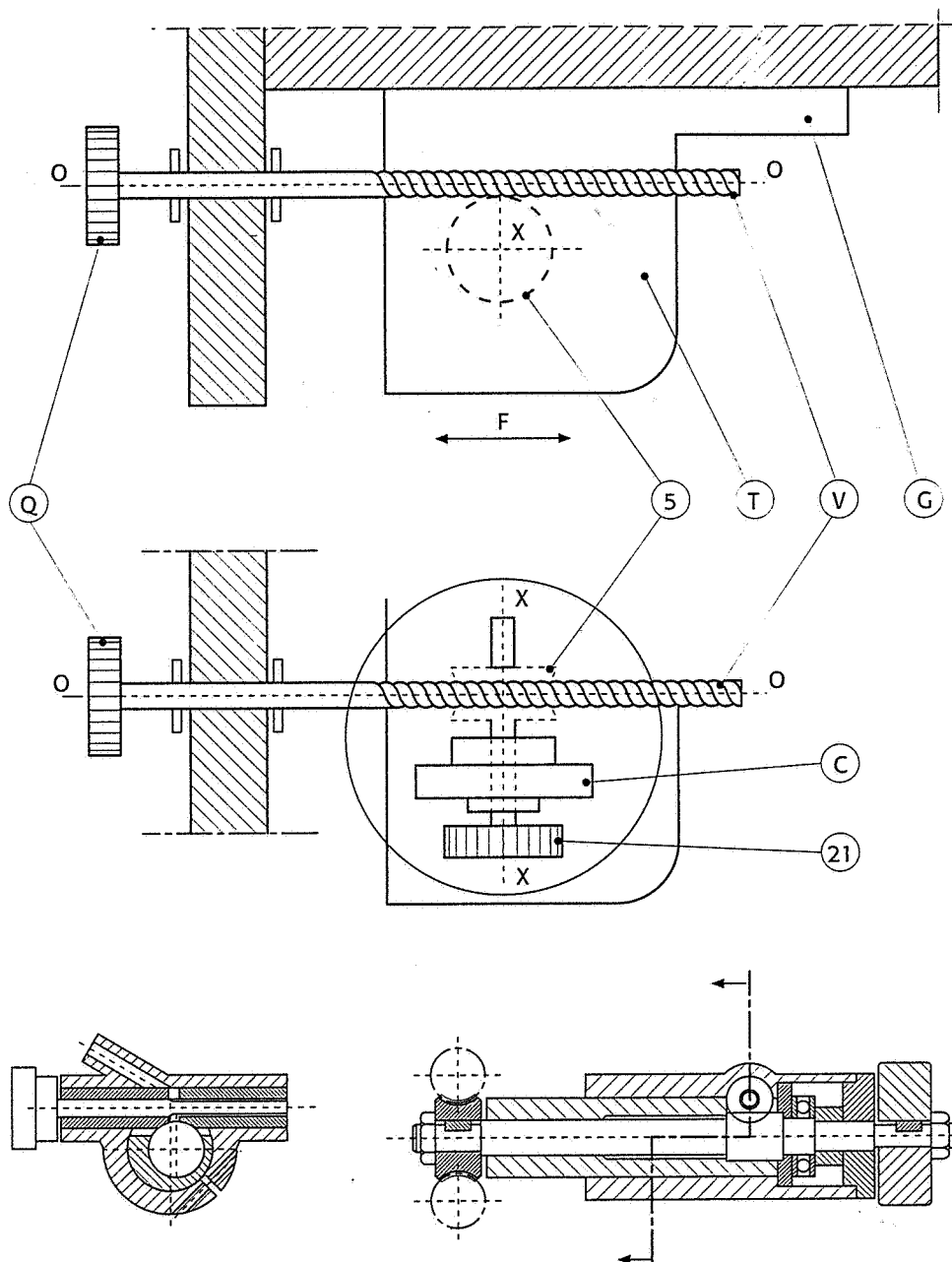



Fig. 2-1 Schema del gruppo «testa registrabile» di un elettrodomestico.

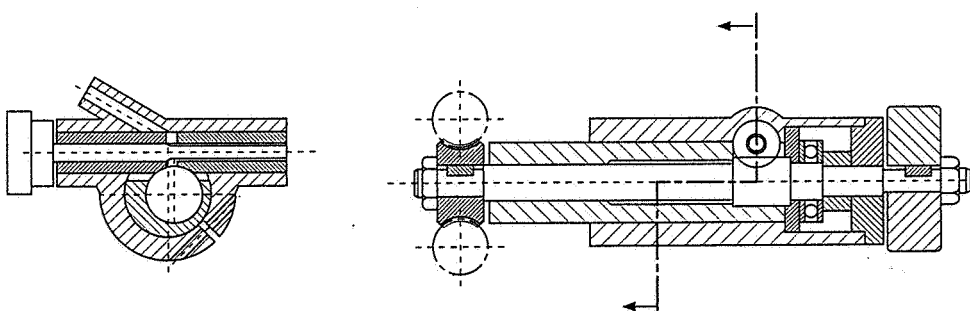



Fig. 2-2 Disegni di avanprogetto del sottogruppo «dispositivo di regolazione» della testa registrabile di un elettrodomestico.

2-2-2 Disegni di definizione

I disegni di definizione discendono dai disegni di concepimento. Sui disegni di definizione degli elementi sono riportate le quote funzionali, cioè le quote derivanti da uno studio di dimensionamento dal punto di vista della funzionalità (e, quindi, del funzionamento, della resistenza, della sicurezza, ecc.) dell'elemento da fabbricare, nonché tutte le altre prescrizioni funzionali quali: grado di rugosità delle superfici, trattamenti termici, rivestimenti, ecc. (fig. 4-70).

I disegni di definizione del complessivo (fig. 2-4), dei gruppi e dei sottogruppi (fig. 2-3), in generale, non vengono quotati e hanno lo scopo di mettere in evidenza i principi di funzionamento e di utilizzazione del prodotto da fabbricare. Quando sia ritenuto importante, su di essi possono essere riportate alcune quote, soprattutto di ingombro e funzionali.

ISBN 88-408-1028-5

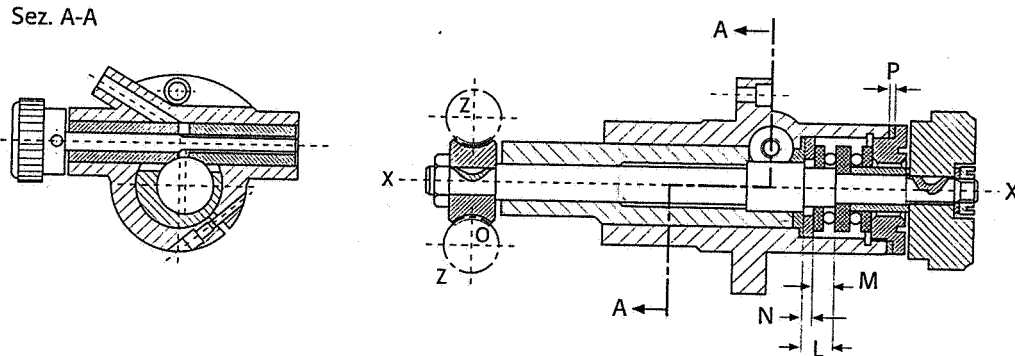



Fig. 2-3 Disegno di definizione del sottogruppo «Dispositivo di regolazione» della testa registrabile di un elettrodomestico.

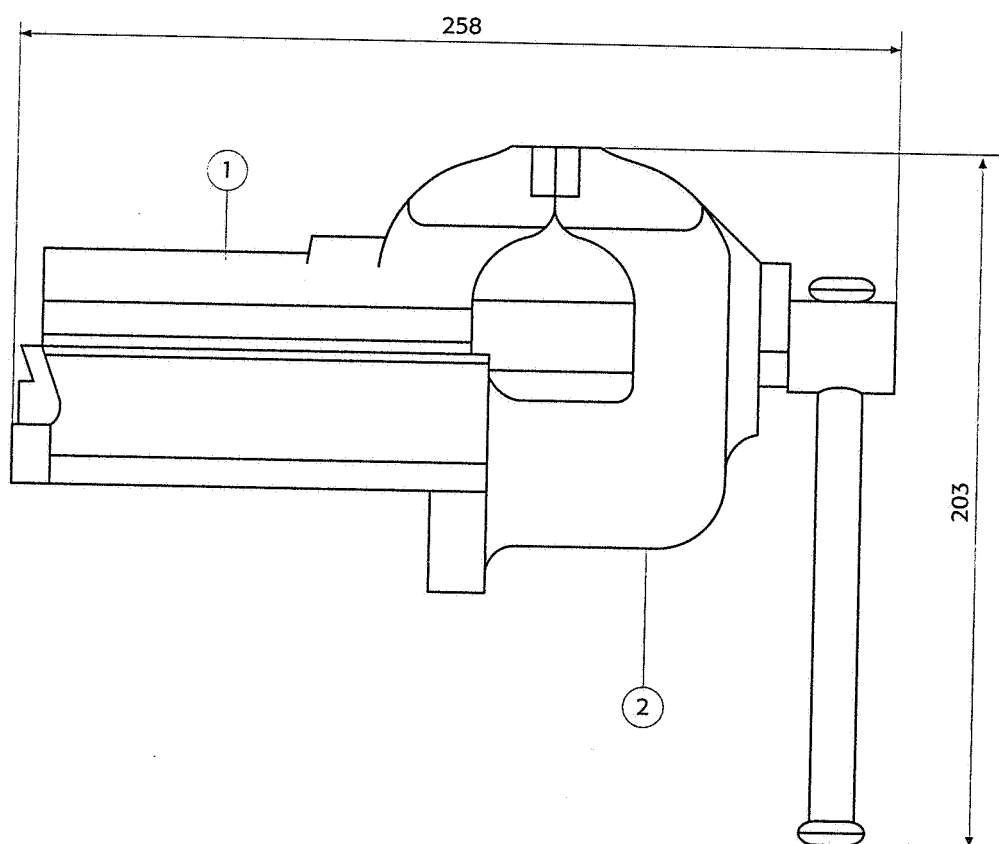



Fig. 2-4 Disegno di definizione del complessivo relativo a una morsa parallela.

2-2-3 Disegni di catalogo

I disegni di catalogo sono destinati agli utilizzatori in accompagnamento alle notizie su funzionamento, uso, manutenzione, parti di ricambio, ecc. del prodotto fabbricato (fig. 2-5).

2-2-4 Disegni di fabbricazione

I disegni di fabbricazione vengono dedotti, a cura del servizio industrializzazione, dai disegni di definizione.

I disegni destinati alla fabbricazione portano tutte le indicazioni necessarie per la fabbricazione e per il controllo di ciascun elemento e

ISBN 88-408-1028-5

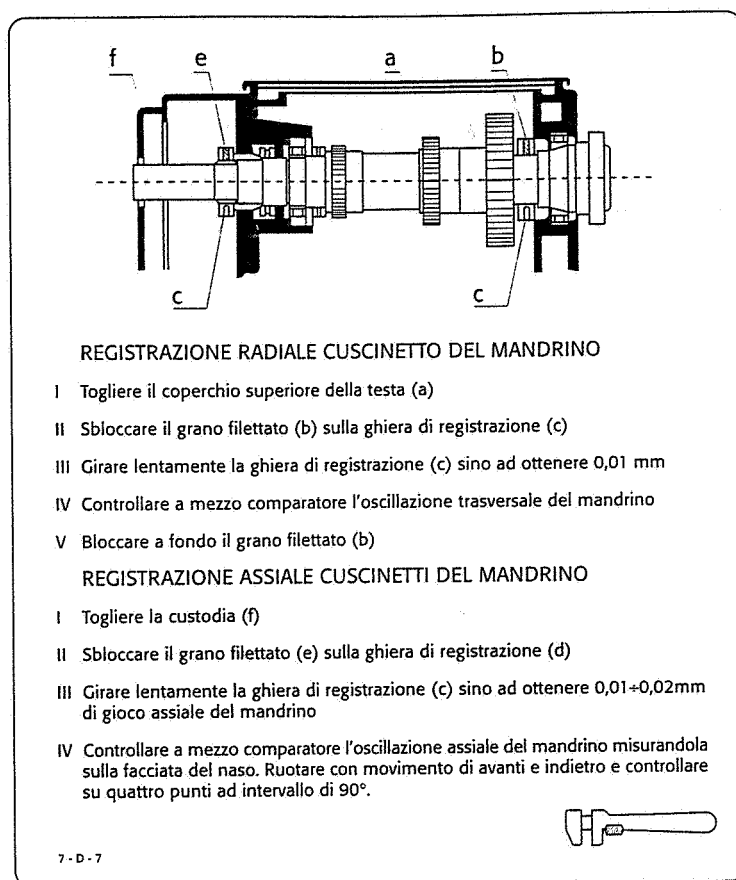



Fig. 2-5 Disegno di catalogo: mandrino tornio (cortesia Tovaglieri).

per il montaggio degli elementi in sottogruppi, gruppi, complessivi. Esempi di tali disegni sono:

- *disegni del greggio*: sono dedotti dai disegni di definizione aggiungendovi i sovrametalli, le spoglie, i raccordi, ecc., e ogni altra indicazione necessaria al tipo di greggio da ottenere: per fusione o per lavorazione plastica; al tipo di fusione: in sabbia (fig. 2-6), in conchiglia, ecc.; al tipo di lavorazione plastica: per fucinatura, per stampaggio, ecc.;
- *disegni del modello*, inteso nel senso più lato: modello in legno (fig. 4-71) o su placca modello (fig. 4-72, 4-73), conchiglia (fig. 4-74, 4-75) o stampi, ecc.; sono dedotti dai disegni del greggio, in base al metodo di fabbricazione scelto;
- *disegni di lavorazione*: sono dedotti dai disegni di definizione, controllando la rispondenza delle quote funzionali alle esigenze della fabbricazione ed eseguendo un «trasferimento di quota» ogniqualvolta non si verifichi tale corrispondenza (*quotatura di fabbricazione*); essi contengono tutte le indicazioni necessarie per lo studio del *ciclo di lavorazione* (fig. 2-8);
- *disegni di attrezzature*, *calibri* e *utensili speciali*: cioè disegni delle apparecchiature necessarie per l'esecuzione della fabbricazione in conformità al ciclo di lavorazione previsto (fig. 2-7).

ISBN 88-408-1028-5

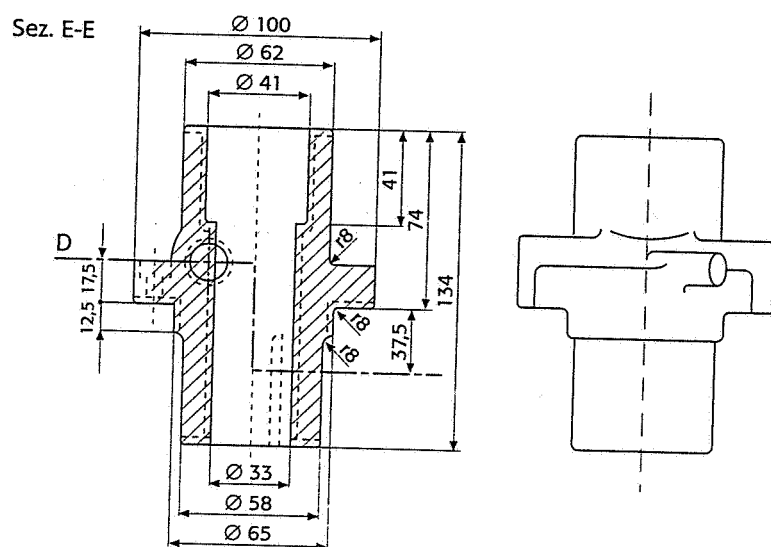



Fig. 2-6 Disegno del greggio di fusione in ghisa dell'elemento «scatola di regolazione» da realizzare per colata in terra.

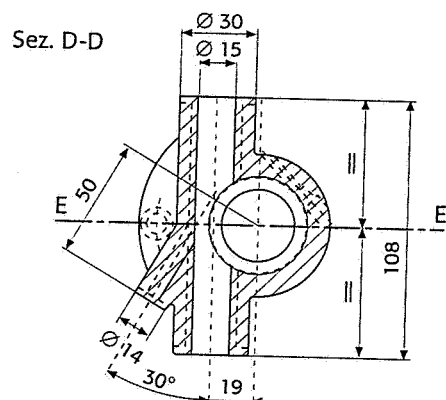
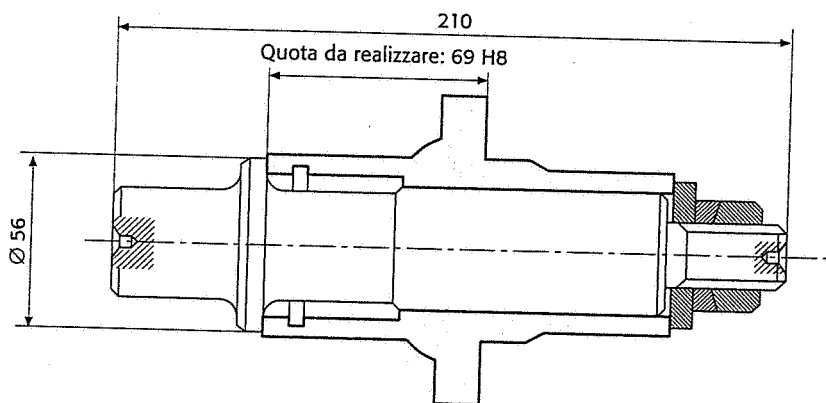



Fig. 2-7 Disegno di attrezzatura: spina di tornitura per l'elemento «scatola di regolazione».

2-3 La quotatura

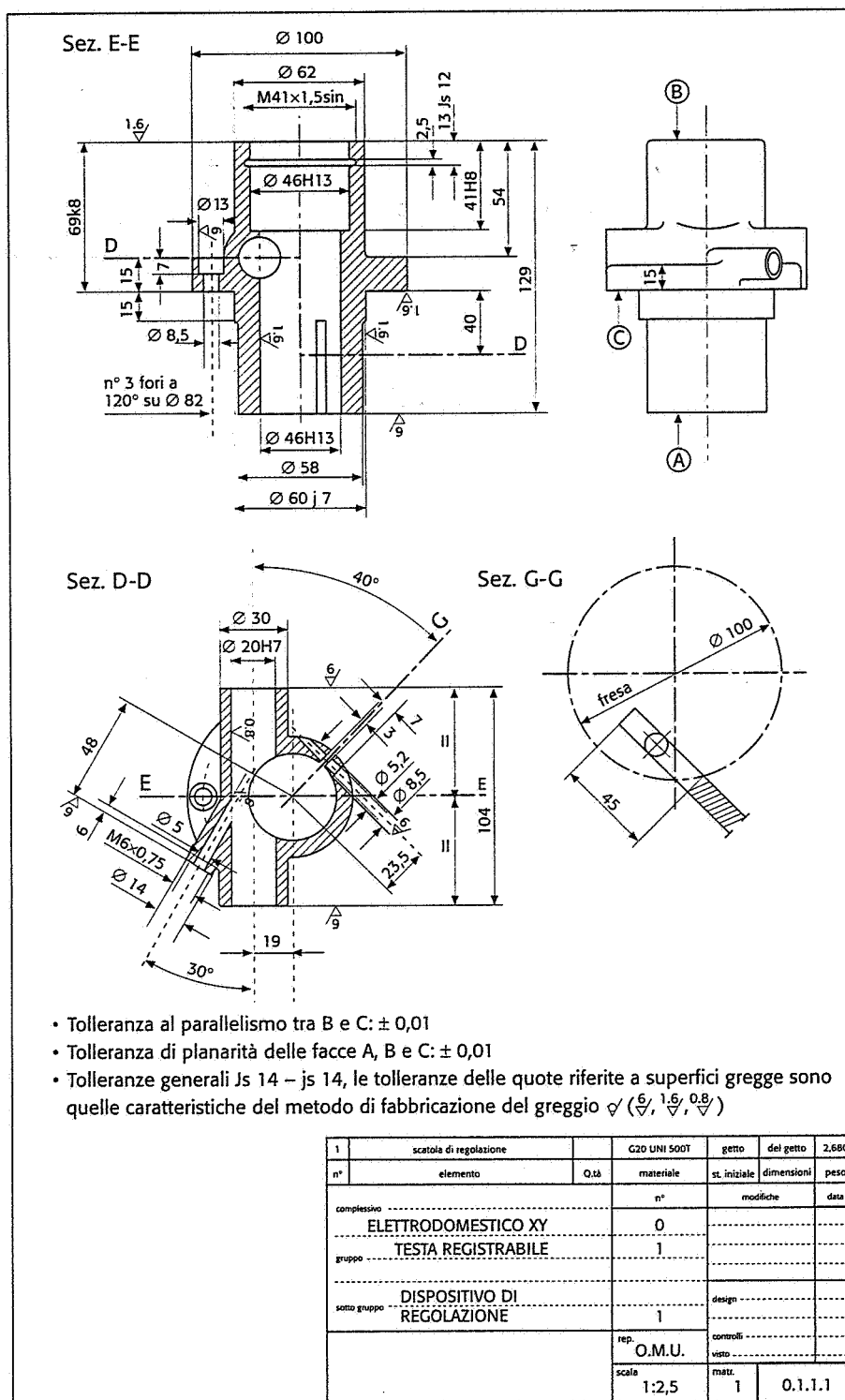
La *quotatura* può essere classificata in: *quotatura di definizione* e *quotatura di fabbricazione*.

2-3-1 Quotatura di definizione

La *quotatura di definizione*, che viene riportata sui disegni di definizione degli elementi, comprende:

- le *quote funzionali*, che determinano la funzionalità dell'elemento in se stesso (quote relative alla forma geometrica dell'elemento,

ISBN 88-408-1028-5

Fig. 2-8 Disegno di lavorazione dell'elemento «scatola di regolazione» con relativa tabella esplicativa.

quote relative a battute, ecc.) e dell'accoppiamento dell'elemento con altri elementi per formare un sottogruppo (corse, arresti, gioco o interferenza negli accoppiamenti, ecc.). Le quote funzionali fanno fede in sede di collaudo;

- le *quote ausiliarie*, relative alla forma geometrica e alle dimensioni di parti di un elemento che rimangono gregge di lavorazione o che possono essere lavorate con tolleranze generiche, suscettibili anche di essere modificate secondo le esigenze della fabbricazione. Queste quote, nei disegni di definizione, sono indicate tra parentesi (fig. 4-70).

2-3-2 Quotatura di fabbricazione

La *quotatura di fabbricazione* viene riportata:

- *sui disegni del greggio*: viene desunta dalla quotatura di definizione aggiungendovi il valore dei sovrametalli, delle spoglie, dei raccordi, ecc.;
- *sui disegni di lavorazione*, deducendola dall'eventuale *trasformazione*, (*non modifica!*) necessaria per la fabbricazione, delle quote funzionali, e dall'eventuale *trasformazione* e anche *modifica* delle quote ausiliarie (fig. 2-8 e 4-70).

2-4 Le tolleranze dimensionali

2-4-1 Nozioni fondamentali sul concetto di tolleranza

Il concetto di dimensione dal punto di vista pratico, è indissolubilmente legato a quello di precisione della dimensione stessa, cioè al concetto di tolleranza dimensionale, dal quale ultimo discende il concetto di accoppiamento.

Si è finora parlato di quote funzionali, quote di fabbricazione, ecc., ma è evidente che assegnare semplicemente un valore numerico a una quota non ha alcun significato, perché è materialmente impossibile realizzare esattamente il *valore numerico assoluto* assegnato alla quota stessa, a causa degli inevitabili errori delle macchine utensili e degli strumenti di misura. Questo valore numerico assegnato alla quota viene perciò chiamato *dimensione nominale* D, che individua la cosiddetta *linea dello zero*.

Una volta costruito l'elemento, si ottiene una *dimensione effettiva* D_e che, per quanto detto sopra, differisce dalla quota nominale.

Perché la dimensione realizzata D_e sia accettabile è necessario e sufficiente che essa sia compresa fra due dimensioni limite D_{max} e D_{min}, assegnate in relazione a determinate esigenze funzionali cui deve soddisfare l'elemento (fig. 2-9).

La differenza tra la dimensione limite superiore e la dimensione limite inferiore è detta *campo di tolleranza* o, più semplicemente, *tolleranza*, ed è appunto definita dall'ampiezza della fascia entro la quale può variare una dimensione effettiva (fig. 2-9) senza pregiudicare le caratteristiche di funzionalità e di intercambiabilità dell'elemento meccanico cui la dimensione si riferisce.

$$t = D_{max} - D_{min} \qquad (2\text{-}1)$$

La differenza tra la dimensione limite superiore e la dimensione nominale fornisce il valore assoluto e il segno dello *scostamento superiore* e_s (vedi ancora fig. 2-9):

$$e_s = D_{max} - D \qquad (2\text{-}2)$$

La differenza tra la dimensione limite inferiore e la dimensione nominale fornisce il valore assoluto e il segno dello *scostamento*[1] *inferiore* e_i:

$$e_i = D_{min} - D \qquad (2\text{-}3)$$

1. Simboli unificati degli scostamenti:
e_s = scostamento superiore dell'albero;
e_i = scostamento inferiore dell'albero;
E_s = scostamento superiore del foro;
E_s = scostamento inferiore del foro.

ISBN 88-408-1028-5

Si considerano positivi i valori degli scostamenti al disopra della linea dello zero, negativi quelli che sono situati al disotto di essa.

La tolleranza è *bilaterale* quando si trova a cavallo della linea dello zero (lo scostamento superiore è positivo, quello inferiore è negativo). In figura 2-9 la tolleranza è bilaterale.

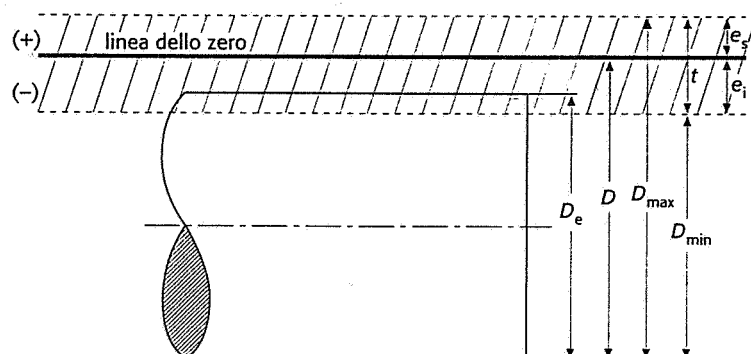



Fig. 2-9 Definizione grafica del «campo di tolleranza», riferita a un albero.
D = dimensione nominale;
D_e = dimensione effettiva;
D_{max} = dimensione limite superiore;
D_{min} = dimensione limite inferiore,
t = tolleranza o «campo di tolleranza»;
e_s = scostamento superiore;
e_i = scostamento inferiore.

Il campo di tolleranza è *unilaterale* quando si trova tutto al di sopra o tutto al di sotto della linea dello zero (gli scostamenti sono entrambi positivi o negativi come nelle figure 2-10 e 2-11).

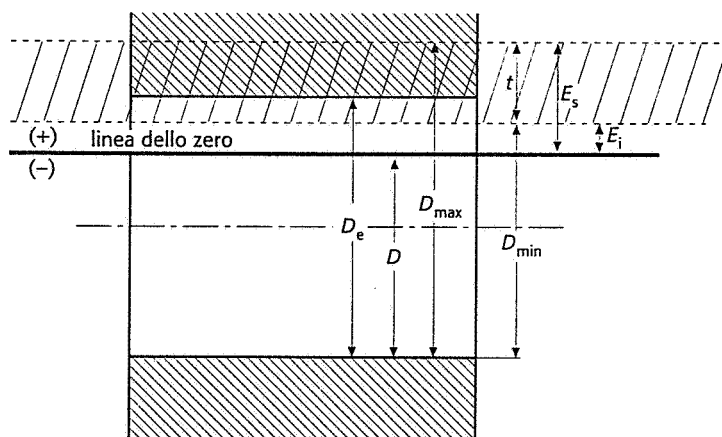



Fig. 2-10 Tolleranza unilaterale con scostamenti positivi.

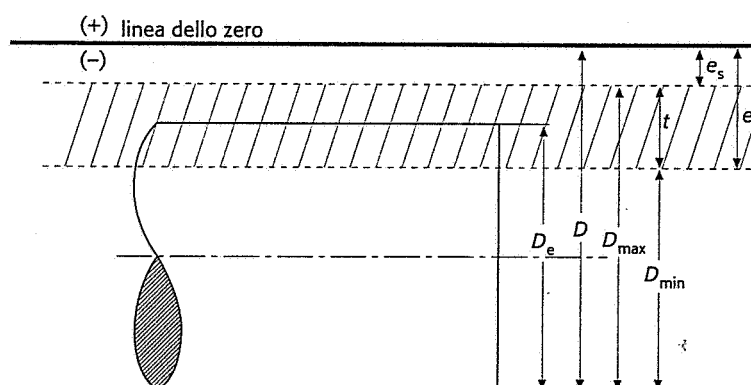



Fig. 2-11 Tolleranza unilaterale con scostamenti negativi.

Dalle relazioni precedenti risulta che la tolleranza è data anche dalla differenza tra i due scostamenti, superiore e inferiore, presi col loro segno:

$$t = e_s - e_i \qquad (2\text{-}4)$$

ciò che si vede chiaramente esaminando le figure 2-9, 2-10 e 2-11.

2-4-2 Gli accoppiamenti

Si chiama *accoppiamento* la connessione di due elementi, uno interno e l'altro esterno (come ad esempio un albero, sia cilindrico che prismatico, con il relativo foro, un calibro col suo riscontro, ecc.).

Com'è stato accennato al paragrafo precedente, le dimensioni effettive del *foro* e dell'*albero*, a lavorazione ultimata, risultano in generale diverse dalla dimensione nominale assegnata. Quando la dimensione effettiva dell'albero, qualunque sia l'entità delle tolleranze, risulta sempre minore della dimensione effettiva del foro si dice che l'albero e il foro presentano un *gioco effettivo* G_e e in tal caso si ha un *accoppiamento mobile*.

Si definisce *gioco massimo* G_{max} la differenza tra la dimensione limite superiore del foro e la dimensione limite inferiore dell'albero.

Si definisce *gioco minimo* G_{min} la differenza tra la dimensione limite inferiore del foro e la dimensione limite superiore dell'albero (fig. 2-12).

Quando invece la dimensione effettiva dell'albero prima dell'accoppiamento, qualunque sia l'entità delle tolleranze assegnate all'albero e al foro, risulta sempre maggiore della dimensione effettiva del foro si dice che l'albero e il foro presentano un'*interferenza effettiva* J_e e in tal caso si ha un *accoppiamento stabile*. Si definisce *interferenza massima* J_{max} la differenza tra la dimensione limite superiore dell'albero e la dimensione limite inferiore del foro.

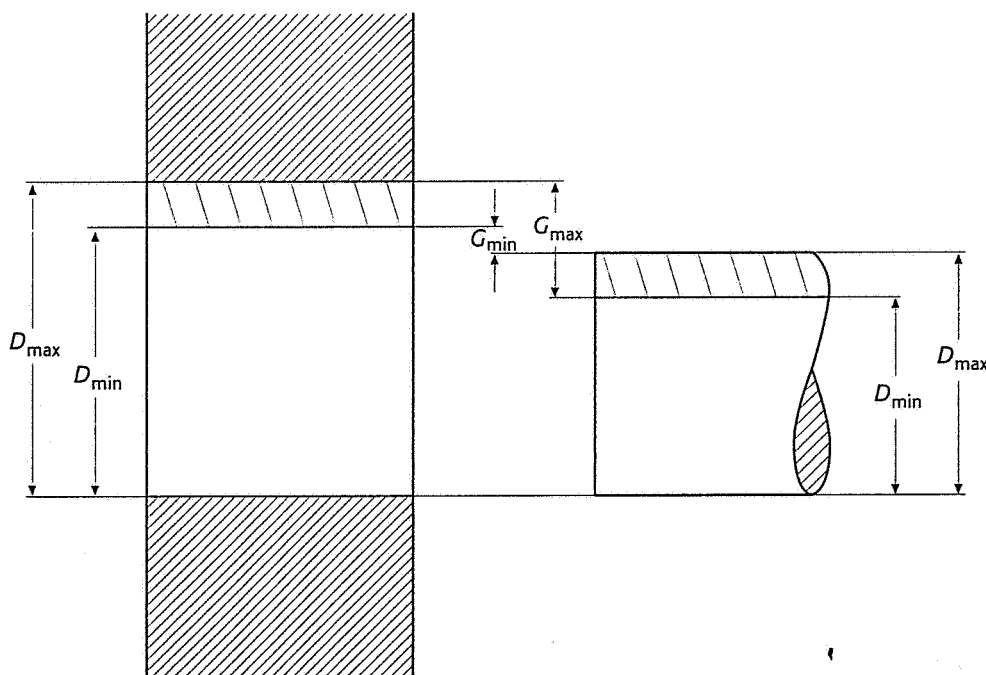



Fig. 2-12 Accoppiamento con gioco.

Si definisce *interferenza minima* J_{min} la differenza tra la dimensione limite inferiore dell'albero e la dimensione limite superiore del foro (fig. 2-13). Nel caso infine in cui un accoppiamento possa effettuarsi o con un gioco o con un'interferenza molto piccoli, esso non ha né carattere di mobilità né carattere di stabilità e in tal caso si denomina *accoppiamento incerto* (fig. 2-14*c*).

Per quanto riguarda gli accoppiamenti mobili, che sono di gran lunga i più usati nelle lavorazioni meccaniche, è importante mettere in evidenza che un gioco piccolo assicura in maniera rigorosa la posizione relativa dei due elementi, ma è insufficiente per consentire un'efficace

ISBN 88-408-1028-5

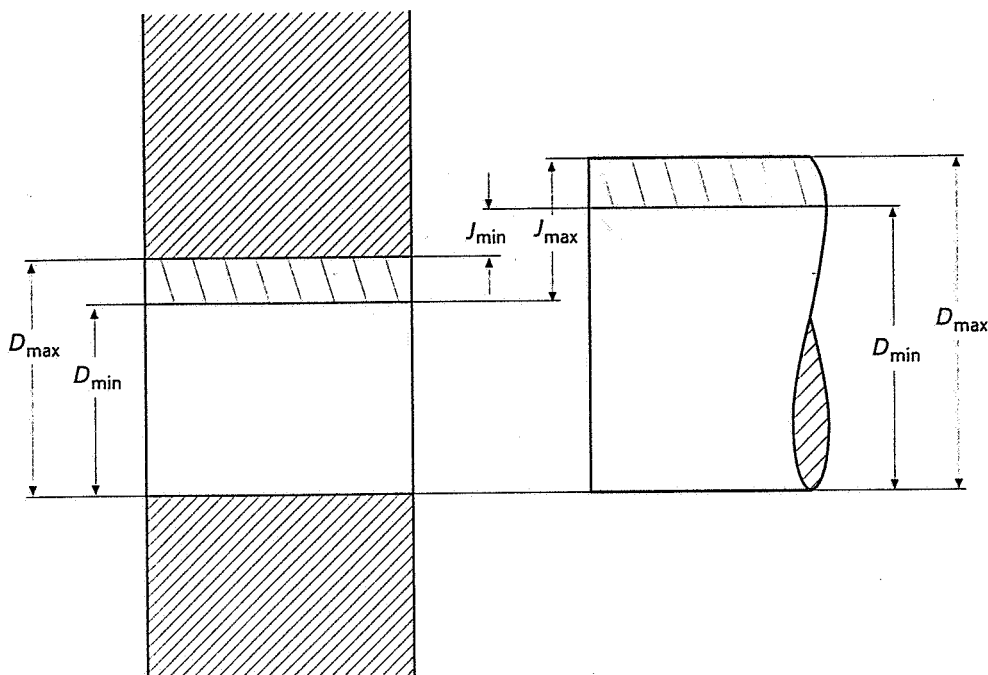



Fig. 2-13 Accoppiamento con interferenza.

a) *b)* *c)*

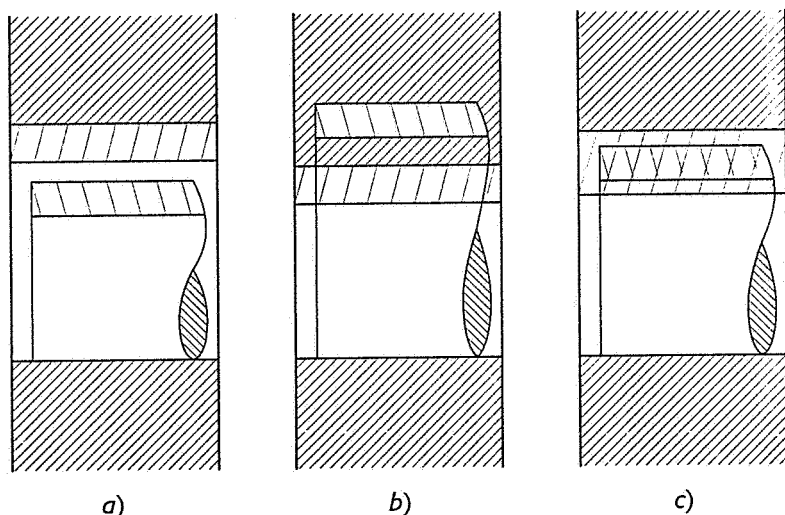



Fig. 2-14 Accoppiamenti:
a) mobile;
b) stabile;
c) incerto.

lubrificazione, cosicché è idoneo per elementi che, in genere, rimangono immobili uno rispetto all'altro; un gioco medio permette invece un'efficace lubrificazione ed è idoneo per elementi mobili uno rispetto all'altro; infine un gioco grande che permette spostamenti incompatibili con una funzionalità conveniente, richiede l'immobilizzazione di un elemento rispetto all'altro, con un opportuno procedimento (ad es.: innesto a baionetta).

Da queste brevi considerazioni risulta evidente, per ciascuno dei casi sopra menzionati, la necessità di stabilire precisi limiti al valore del gioco mediante un'accurata analisi delle tolleranze e degli scostamenti sulle dimensioni dei due elementi costituenti l'accoppiamento, tale da soddisfare due fondamentali e spesso contrastanti esigenze di fabbricazione:

- determinare un gioco che rientri nei limiti di funzionalità dell'accoppiamento;
- rendere economica la lavorazione dei due elementi costituenti la coppia cinematica.

2-4-3 Qualità e posizioni di tolleranza nel sistema ISO

Il *sistema ISO* prevede 19 *qualità di tolleranze fondamentali* denominate[2] IT 01, IT 0, IT 1 fino a IT 17.

Le qualità IT 01, IT 0, IT 1 fino a IT 4 per gli alberi, e fino a IT 5 per fori, sono destinate alla costruzione di strumenti e apparecchiature di controllo e alle costruzioni meccaniche di alta e altissima precisione.

Le qualità IT 5 per gli alberi e IT 6 per i fori, fino a IT 11 sono destinate agli accoppiamenti nelle costruzioni meccaniche comuni.

Le qualità da IT 12 a IT 17 sono destinate a lavorazioni grossolane (per fusione, laminazione, stampaggio, ecc.) e per elementi non destinati ad alcun accoppiamento con altri.

Per ogni qualità di lavorazione da 5 a 17, *le norme ISO hanno stabilito i valori delle tolleranze fondamentali* IT, espressi in multipli interi dell'*unità di tolleranza i* (tab. 2-1).

Qualità di tolleranza	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17
Tolleranza IT	7i	10i	16i	25i	40i	64i	100i	160i	250i	400i	640i	1000i	1600i

Nota: a partire dalla qualità 6 i valori delle tolleranze fondamentali sono moltiplicati per 10 ogni volta che si passa da una qualità a quella di 5 gradi superiore.

Tab. 2-1 Valori delle tolleranze fondamentali IT corrispondenti alle qualità da 5 a 17, per dimensioni fino a 500 mm.

L'unità di tolleranza *i* è data dalla relazione:

$$i = 0{,}45\sqrt[3]{D} + 0{,}001\,D\ (\mu\text{m}) \qquad (2\text{-}5)$$

dove:
- D = dimensione nominale, espressa in mm;
- il termine 0,001 D tiene conto delle incertezze di misura, che crescono proporzionalmente alla dimensione nominale (in realtà l'entità di tale termine è sensibile solo per dimensioni superiori a 80 mm).

Per le qualità 01, 0, 1 i valori delle tolleranze fondamentali IT sono forniti, in funzione della dimensione nominale D (in mm), dalle relazioni (2-6), (2-7), (2-8), riportate nella tabella 2-2.

Qualità di tolleranza	01	0	1
Tolleranza	IT 01 = 0,3 + 0,008 D (2.6)	IT 0 = 0,5 + 0,012 D (2.7)	IT 1 = 0,8 + 0,020 D (2.8)

Tab. 2-2 Valori delle tolleranze fondamentali corrispondenti alle qualità 01, 0, 1.

Per le qualità IT 2, IT 3, IT 4, i valori delle tolleranze fondamentali sono approssimativamente scaglionati in progressione geometrica tra i valori IT 1 e IT 5. Dalla relazione (2-5) e dalle tabelle 2-1 e 2-2 discende che il valore della tolleranza, a parità di qualità, varia con la dimensione nominale.

Da quanto precede risulta chiaro che *assegnando la qualità di lavorazione si stabilisce il valore della tolleranza*, cioè l'ampiezza del campo di tolleranza. È necessario stabilire anche la *posizione* del campo di tolleranza, che può essere diversamente situato rispetto alla

2. Col simbolo *t* si è indicata la tolleranza, definita dalle relazioni (2-1) e (2-4); col simbolo IT sono indicate le tolleranze fondamentali previste dal sistema ISO; esse sono sempre seguite dal simbolo numerico relativo alla qualità.

ISBN 88-408-1028-5

linea dello zero, come risulta dalla figura 2-15, e che dipende dal valore dello scostamento fondamentale e_s (E_s) o e_i (E_i).

Le norme ISO designano tale *posizione* (funzione della dimensione nominale) rispetto alla linea dello zero mediante un *simbolo letterale*, costituito da una o due lettere maiuscole per i fori, minuscole per gli alberi (fig. 2-16 e 2-17). Per ciascun simbolo letterale, mediante opportune relazioni in funzione della dimensione nominale, viene stabilito il valore dello *scostamento fondamentale*.

Per le posizioni da *A* a *H* dei fori, lo *scostamento fondamentale è quello inferiore* E_i, mentre per le posizioni da *J* a *ZC lo spostamento fondamentale è quello superiore* E_s.

Fig. 2-15 Posizioni del campo di tolleranza rispetto alla linea dello zero. *a*) tolleranza bilaterale; *b*) tolleranza bilaterale simmetrica; *c*) tolleranza unilaterale tangente alla linea dello zero; *d*), *e*), *f*) tolleranze unilaterali.

Per le posizioni da *a* a *h* degli alberi, lo *scostamento fondamentale è quello superiore* e_s, mentre per le posizioni da *j* a *zc lo scostamento fondamentale è quello inferiore* e_i.

Per maggior semplicità, le relazioni per il calcolo delle tolleranze (tab. 2-3) e quelle per il calcolo degli scostamenti fondamentali (tab. 2-4 e 2-5) sono applicate *per gruppi di dimensioni nominali* sulla base della media geometrica delle dimensioni estreme di ciascun gruppo.

ISBN 88-408-1028-5

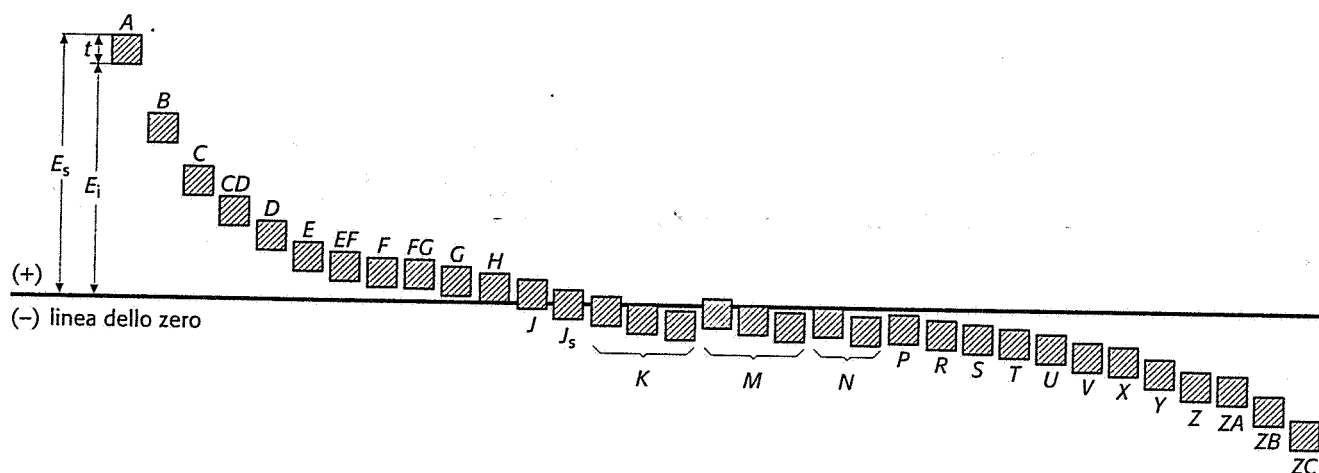



Fig. 2-16 Le diverse posizioni del campo di tolleranza rispetto alla linea dello zero per fori, secondo le norme ISO.

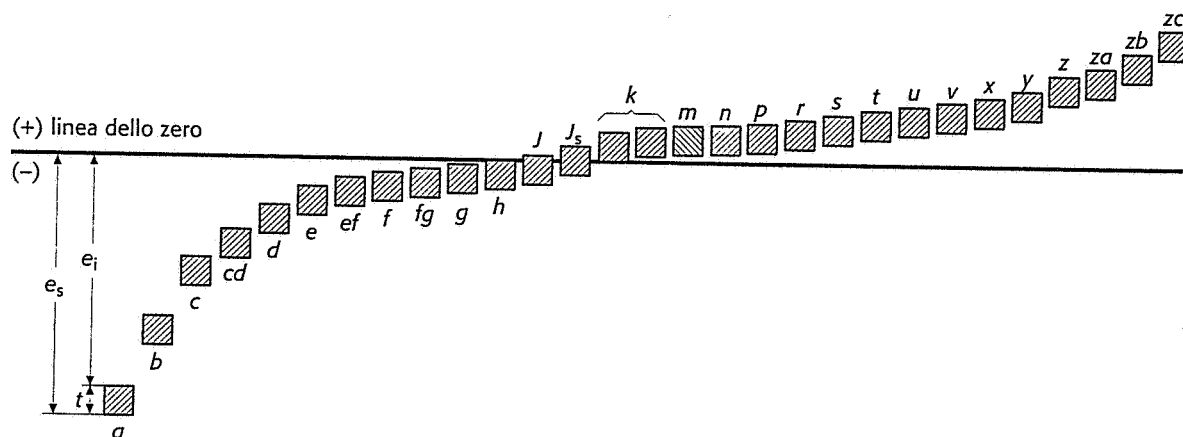



Fig. 2-17 Le diverse posizioni del campo di tolleranza rispetto alla linea dello zero per alberi, secondo le norme ISO.

Tab. 2-3 Valori delle tolleranze fondamentali. (μm).

Dimensioni (mm)	IT 01	IT 0	IT 1	IT 2	IT 3	IT 4	IT 5	IT 6	IT 7	IT 8	IT 9	IT 10	IT 11	IT 12	IT 13	IT 14	IT 15	IT 16	IT 17
> 1 ÷ 3	0,3	0,5	0,8	1,2	2	3	4	6	10	14	25	40	60	100	140	250	400	600	–
> 3 ÷ 6	0,4	0,6	1	1,5	2,5	4	5	8	12	18	30	48	75	120	180	300	480	750	–
> 6 ÷ 10	0,4	0,6	1	1,5	2,5	4	6	9	15	22	36	58	90	150	220	360	580	900	1500
> 10 ÷ 18	0,5	0,8	1,2	2	3	5	8	11	18	27	43	70	110	180	270	430	700	1100	1800
> 18 ÷ 30	0,6	1	1,5	2,5	4	6	9	13	20	33	52	84	130	210	330	520	840	1300	2100
> 30 ÷ 50	0,6	1	1,5	2,5	4	7	11	16	25	39	62	100	160	250	390	620	1000	1600	2500
> 50 ÷ 80	0,8	1,2	2	3	5	8	13	19	30	46	74	120	190	300	460	740	1200	1900	3000
> 80 ÷ 120	1	1,5	2,5	4	6	10	15	22	35	54	87	140	220	350	540	870	1400	2200	3500
>120 ÷ 180	1,2	2	3,5	5	8	12	18	25	40	63	100	160	250	400	630	1000	1600	2500	4000
>180 ÷ 250	2	3	4,5	7	10	14	20	29	46	72	115	185	290	460	720	1150	1850	2900	4600
>250 ÷ 315	2,5	4	6	8	12	16	23	32	52	81	130	210	320	520	810	1300	2100	3200	5200
>315 ÷ 400	3	5	7	9	13	18	25	36	57	89	140	230	360	570	890	1400	2300	3600	5700
>400 ÷ 500	4	6	8	10	15	20	27	40	63	97	155	250	400	630	970	1550	2500	4000	6300

ISBN 88-408-1028-5

Scostamento fondamentale	e_s												e_i																		
Posizione	*a*	*b*	*c*	*cd*	*d*	*e*	*ef*	*f*	*fg*	*g*	*h*	J_s	*f*			*k*		*m*	*n*	*p*	*r*	*s*	*t*	*u*	*v*	*x*	*y*	*z*	*za*	*zb*	*zc*
Qualità	Tutte le qualità												5 e 6	7	8	4÷7	≤ 3 e > 7	Tutte le qualità													
Dimensioni in mm																															
≥ 1÷3	−270	−140	−60	−34	−20	−14	−10	−6	−4	−2	0	$e_i = -1/2\ IT e_s = +1/2\ IT$	−2	−4	−6	0	0	+2	+4	+6	+10	+14	–	+18	–	+20	–	+26	+32	+40	+60
> 3÷6	−270	−140	−70	−46	−30	−20	−14	−10	−6	−4	–		−2	−4	–	+1	0	+4	+8	+12	+15	+19	–	+23	–	+28	–	+35	+42	+50	+80
> 6÷10	−280	−150	−80	−56	−40	−25	−18	−13	−8	−5	0		−2	−5	–	+1	–	+6	+10	+15	+19	+23	–	+28	–	+34	–	+42	+52	+67	+97
> 10÷14	−290	−150	−95	–	−50	−32	–	−16	–	−6	0		−3	−6	–	+1	0	+7	+12	+18	+23	+28	–	+33	–	+40	–	+50	+64	+90	+130
> 14÷18																									+39	+45	–	+60	+77	+108	+150
> 18÷24	−300	−160	−110	–	−65	−40	–	−20	–	−7	0		−4	−8	–	+2	0	+8	+15	+22	+28	+35	–	+41	+47	+54	+63	+73	+98	+136	+188
> 24÷30																							+41	+48	+55	+64	+75	+88	+118	+160	+218
> 30÷40	−310	−170	−120	–	−80	−50	–	−25	–	−9	0		−5	−10	–	+2	0	+9	+17	+26	+34	+43	+48	+60	+68	+80	+94	+112	+148	+200	+274
> 40÷50	−320	−180	−130																				+54	+70	+81	+97	+114	+136	+180	+242	+325
> 50÷65	−340	−190	−140	–	−100	−60	–	−30	–	−10	0		−7	−12	–	+2	0	+11	+20	+32	+41	+53	+66	+87	+102	+122	+144	+172	+226	+300	+405
> 65÷80	−360	−200	−150																		+43	+59	+75	+102	+120	+146	+174	+210	+274	+360	+480
> 80÷100	−380	−220	−170	–	−120	−72	–	−36	–	−12	0		−9	−15	–	+3	0	+13	+23	+37	+51	+71	+91	+124	+146	+178	+214	+258	+335	+445	+585
> 100÷120	−410	−240	−180																		+54	+79	+104	+144	+172	+210	+254	+310	+400	+525	+690
> 120÷140	−460	−260	−200	–	−145	−85	–	−43	–	−14	0		−11	−18	–	+3	0	+15	+27	+43	+63	+92	+122	+170	+202	+248	+300	+365	+470	+620	+800
> 140÷160	−520	−280	−210																		+65	+100	+134	+190	+228	+280	+340	+415	+535	+720	+900
> 160÷180	−580	−310	−230																		+68	+108	+146	+210	+252	+310	+380	+465	+600	+780	+1000
> 180÷200	−660	−340	−240	–	−170	−100	–	−50	–	−15	0		−13	−21	–	+4	0	+17	+31	+50	+77	+122	+166	+236	+284	+350	+425	+520	+670	+880	+1150
> 200÷225	−740	−380	−260																		+80	+130	+180	+258	+310	+385	+470	+575	+740	+960	+1250
> 225÷250	−820	−420	−280																		+84	+140	+196	+284	+340	+425	+520	+640	+820	+1050	+1350
> 250÷280	−920	−480	−300	–	−190	−110	–	−56	–	−17	0		−16	−26	–	+4	0	+20	+34	+56	+94	+158	+218	+315	+385	+475	+580	+710	+920	+1200	+1550
> 280÷316	−1050	−540	−330																		+98	+170	+240	+350	+425	+525	+650	+790	+1000	+1300	+1700
> 315÷355	−1200	−600	−360	–	−210	−125	–	−62	–	−18	0		−18	−28	–	+4	0	+21	+37	+62	+108	+190	+268	+390	+475	+590	+730	+900	+1150	+1500	+1900
> 355÷400	−1350	−680	−400																		+114	+208	+294	+435	+530	+660	+820	+1000	+1300	+1650	+2100
> 400÷450	−1500	−760	−440	–	−230	−135	–	−68	–	−20	0		−20	−32	–	+5	0	+23	+40	+68	+126	+232	+330	+490	+595	+740	+920	+1100	+1450	+1850	+2400
> 450÷500	−1650	−840	−480																		+132	+252	+360	+540	+660	+820	+1000	+1250	+1600	+2100	+2600

Tab. 2-4 Valori degli scostamenti fondamentali per alberi (μm).

Tab. 2-5 Valori degli scostamenti fondamentali per fori (μm).

Scostamento fondamentale	E_i											E_s
Posizione	A	B	C	CD	D	E	EF	F	FG	G	H	J_s
Qualità	Tutte le qualità											
Dimensioni in mm												
≥ 1 ÷ 3	+270	+140	+60	+34	+20	+14	+10	+6	+4	+2	0	E_s = − 1/2 IT
> 3 ÷ 6	+270	+140	+70	+46	+30	+20	+14	+10	+6	+4	-	
> 6 ÷ 10	+280	+150	+80	+56	+40	+25	+18	+13	+8	+5	0	
> 10 ÷ 14	+290	+150	+95	-	+50	+32	-	+16	-	+6	0	
> 14 ÷ 18												
> 18 ÷ 24	+300	+160	+110	-	+65	+40	-	+20	-	+7	0	
> 24 ÷ 30												
> 30 ÷ 40	+310	+170	+120	-	-80	-50	-	-25	-	-9	0	
> 40 ÷ 50	+320	+180	+130									
> 50 ÷ 65	-340	-190	-140	-	-100	-60	-	-30	-	-10	0	
> 65 ÷ 80	-360	-200	-150									
> 80 ÷ 100	-380	-220	-170	-	-120	-72	-	-36	-	-12	0	
> 100 ÷ 120	-410	-240	-180									
> 120 ÷ 140	-460	-260	-200	-	-145	-85	-	-43	-	-14	0	
> 140 ÷ 160	-520	-280	-210									
> 160 ÷ 180	-580	-310	-230									
> 180 ÷ 200	-660	-340	-240	-	-170	-100	-	-50	-	-15	0	
> 200 ÷ 225	-740	-380	-260									
> 225 ÷ 250	-820	-420	-280									
> 250 ÷ 280	-920	-480	-300	-	-190	-110	-	-56	-	-17	0	
> 280 ÷ 316	-1050	-540	-330									
> 315 ÷ 355	-1200	-600	-360	-	-210	-125	-	-62	-	-18	0	
> 355 ÷ 400	-1350	-680	-400									
> 400 ÷ 450	-1500	-760	-440	-	-230	-135	-	-68	-	-20	0	
> 450 ÷ 500	-1650	-840	-480									

Scostamento fondamentale	E_s										
Posizione	J			K		M		N		P ÷ ZC
Qualità	6	7	8	≤ 8	> 8	≥ 8	> 8	≤ 8	> 8	≤ 7
≥ 1 ÷ 3	+2	+4	+6	0	0	-2	-2	-4	-4	scostamento delle qualità ≤ 1 = scostamento delle qualità > 1 aumentato di Δ
> 3 ÷ 6	+5	+6	+10	-1 + Δ	-	-4 + Δ	-4	-8 + Δ	0	
> 6 ÷ 10	+5	+8	+12	-1 + Δ	-	-6 + Δ	-6	-10 + Δ	0	
> 10 ÷ 14	+6	+10	+15	-1 + Δ	-	-7 + Δ	-7	-12 + Δ	0	
> 14 ÷ 18										
> 18 ÷ 24	+8	+12	+20	-2 + Δ	-	-8 + Δ	-8	-15 + Δ	0	
> 24 ÷ 30										
> 30 ÷ 40	+10	+14	+24	-2 + Δ	-	-9 + Δ	-9	-17 + Δ	0	
> 40 ÷ 50										
> 50 ÷ 65	+13	+18	+28	-2 + Δ	-	-11 + Δ	-11	-20 + Δ	0	
> 65 ÷ 80										
> 80 ÷ 100	+16	+22	+34	-3 + Δ	-	-13 + Δ	-13	-23 + Δ	0	
> 100 ÷ 120										
> 120 ÷ 140	+18	+26	+41	-3 + Δ	-	-15 + Δ	-15	-27 + Δ	0	
> 140 ÷ 160										
> 160 ÷ 180										
> 180 ÷ 200	+22	+30	+47	-4 + Δ	-	-17 + Δ	-17	-31 + Δ	0	
> 200 ÷ 225										
> 225 ÷ 250										
> 250 ÷ 280	+25	+36	+55	-4 + Δ	-	-20 + Δ (*)	-20	-34 + Δ	0	
> 280 ÷ 316										
> 315 ÷ 355	+29	+39	+60	-4 + Δ	-	-21 + Δ	-21	-37 + Δ	0	
> 355 ÷ 400										
> 400 ÷ 450	+33	+43	+66	-5 + Δ	-	-23 + Δ	-23	-40 + Δ	0	
> 450 ÷ 500										

Scostamento fondamentale	E_s												Δ (**)					
Posizione	P	R	S	T	U	V	X	Y	Z	ZA	ZB	ZC						
Qualità	> 7																	
≥ 1 ÷ 3	-6	-10	-14	-	-18	-	-20	-	-26	-32	-40	-60			0	0		
> 3 ÷ 6	-12	-15	-19	-	-23	-	-28	-	-35	-42	-50	-80	1	1,5	1	3	4	6
> 6 ÷ 10	-15	-19	-23	-	-28	-	-34	-	-42	-52	-67	-97	1	1,5	2	3	6	6
> 10 ÷ 14	-16	-23	-28	-	+33	-	-40	-	-50	-64	-90	-130	1	2	3	3	7	9
> 14 ÷ 18						-39	-45	-	-60	-77	-108	-150						
> 18 ÷ 24	-22	-28	-35	-	-41	-47	-54	-63	-73	-98	-136	-188	1,5	2	3	4	8	12
> 24 ÷ 30				-41	-48	-55	-64	-75	-88	-118	-160	-218						
> 30 ÷ 40	-26	-34	-43	-48	-60	-68	-80	-94	-112	-148	-200	-274	1,5	3	4	5	9	14
> 40 ÷ 50				-54	-70	-81	-97	-114	-136	-180	-242	-325						
> 50 ÷ 65	+32	-41	-53	-66	-87	-102	-122	-144	-172	-226	-300	-405	2	3	5	6	11	16
> 65 ÷ 80		-43	-59	-75	-102	-120	-146	-174	-210	-274	-360	-480						
> 80 ÷ 100	-37	-51	-71	-91	-124	-146	-178	-214	-258	-335	-445	-585	2	4	5	7	13	19
> 100 ÷ 120		-54	-79	-104	-144	-172	-210	-254	-310	-400	-525	-690						
> 120 ÷ 140	-43	-63	-92	-122	-170	-202	-248	-300	-365	-470	-620	-800	3	4	6	7	15	23
> 140 ÷ 160		-65	-100	-134	-190	-228	-280	-340	-415	-535	-720	-900						
> 160 ÷ 180		-68	-108	-146	-210	-252	-310	-380	-465	-600	-780	-1000						
> 180 ÷ 200	-50	-77	-122	-166	-236	-284	-350	-425	-520	-670	-880	-1150	3	4	6	9	17	26
> 200 ÷ 225		-80	-130	-180	-258	-310	-385	-470	-575	-740	-960	-1250						
> 225 ÷ 250		-84	-140	-196	-284	-340	-425	-520	-640	-820	-1050	-1350						
> 250 ÷ 280	-56	-94	-158	-218	-315	-385	-475	-580	-710	-920	-1200	-1550	4	4	7	9	20	29
> 280 ÷ 316		-98	-170	-240	-350	-425	-525	-650	-790	-1000	-1300	-1700						
> 315 ÷ 355	-62	-108	-190	-268	-390	-475	+590	-730	-900	-1150	-1500	-1900	4	5	7	11	21	32
> 355 ÷ 400		-114	-208	-294	-435	-530	-660	-820	-1000	-1300	-1650	-2100						
> 400 ÷ 450	-68	-126	-232	-330	-490	-595	-740	-920	-1100	-1450	-1850	-2400	5	5	7	13	23	34
> 450 ÷ 500		-132	-252	-360	-540	-660	-820	-1000	-1250	-1600	-2100	-2600						

(*) Fa eccezione il valore di E_s relativo ad M6 che risulta: − 9 μm, invece di: − 11 μm.

(**) Δ = IT n − IT (n − 1) (2-3) viene utilizzato per posizioni K, M, N di qualità ≤ 8 e per posizioni P ÷ ZC di qualità ≤7.

Esempio: per 80 S6, dalla (2-9) e dalla tabella 2-3 si ha: Δ = 19 − 13 = 6, come risulta anche dalla tabella 2-5, dalla quale si ricava anche E_s = − 59 + 6 =53. Poiché inoltre, per Ø 80 μm, è IT 6 = 19, si ricava: E_i = − 72 μm.

ISBN 88-408-1028-5

Dimensioni (mm)	IT 6	IT 7	IT 8	IT 9	IT 10	IT 11	IT 12	IT 13	IT 14	IT 15	IT 16
	Valori in μm						Valori in mm				
> 500 ÷ 630	44	70	110	175	280	440	0,7	1,1	1,75	2,8	4,4
> 630 ÷ 800	50	80	125	200	320	500	0,8	1,25	2,0	3,2	5,0
> 800 ÷ 1000	56	90	140	230	360	560	0,9	1,4	2,3	3,6	6,6
> 1000 ÷ 1250	66	105	165	260	420	660	1,05	1,65	2,6	4,2	6,6
> 1250 ÷ 1600	78	125	195	310	500	780	1,25	1,95	3,1	6,0	7,8
> 1600 ÷ 2000	92	150	230	370	600	920	1,5	2,3	3,7	6,0	9,2
> 2000 ÷ 2500	110	175	280	440	700	1100	1,75	2,8	4,4	7,0	11,0
> 2500 ÷ 3150	135	210	330	640	860	1350	2,1	3,3	5,4	8,6	13,5

Tab. 2-6 Valori delle tolleranze fondamentali.

IT 6	IT 7	IT 8	IT 9	IT 10	IT 11	IT 12	IT 13	IT 14	IT 15	IT 16
10 I	16 I	25 I	40 I	64 I	100 I	160 I	250 I	400 I	640 I	1000 I
NOTA: La tolleranza è moltiplicata per 10 ogni volta che si passa da una qualità a quella di 5 gradi superiore.										

Tab. 2-7 Valori delle tolleranze fondamentali corrispondenti alle qualità da 6 a 16 per dimensione > 500 ÷ 3150 mm.

I valori numerici delle tolleranze IT (µm), per ciascun gruppo di dimensioni nominali (da 1 a 500 mm)[3] e per ciascuna delle 19 qualità di tolleranze, sono riportati nella tabella 2-3.

I valori (in µm) degli scostamenti fondamentali, per ciascun gruppo di dimensioni nominali e per ciascuna posizione del campo di tolleranza, sono riportati nella tabella 2-4 per gli alberi, e nella tabella 2-5 per i fori.

L'altro scostamento si determina molto facilmente mediante la relazione algebrica (2-4):

$$e_{\mathrm{i}} = e_{\mathrm{s}} - t \qquad (2\text{-}4')$$

oppure

$$e_{\mathrm{s}} = e_{\mathrm{i}} + t \qquad (2\text{-}4'')$$

Per dimensioni comprese tra 500 e 3150 m, le norme ISO prevedono 11 qualità di tolleranze, da IT 6 a IT 16. I valori delle tolleranze fondamentali IT, espressi in multipli interi dell'unità di tolleranza I, sono riportati nella tabella 2-7.

L'unità di tolleranza I è data dalla relazione:

$$\mathrm{I} = 0{,}004\, D + 2{,}1\ (\mu\mathrm{m}) \qquad (2\text{-}6)$$

dove: D = dimensione nominale, espressa in mm.

I valori numerici delle tolleranze IT (µm), per ciascun gruppo di dimensioni nominali (da 500 a 3150 mm) e per ciascuna delle 11 qualità di tolleranze sono riportati nella tabella 2-6.

I valori (in µm) degli scostamenti fondamentali sono riportati nelle tabelle 2-8 e 2-9, rispettivamente per gli alberi e per i fori.

L'altro scostamento si determina utilizzando le relazioni (2-4′) e (2-4″).

3. Le norme ISO prevedono anche dimensioni minori di 1 mm fino alla qualità IT 13.

Tab. 2-8 Valori degli scostamenti fondamentali per alberi (μm).

Scostam. fondam.	e_s						e_i							
Posizione	*d*	*e*	*f*	*g*	*h*	j_s	*k*	*m*	*n*	*p*	*r*	*s*	*t*	*u*
Qualità	Tutte le qualità						Tutte le qualità							
Dimensioni (mm) > 500 ÷ 560	−260	−145	−76	−22	0		0	+26	+44	+78	+150	+280	+400	+600
> 560 ÷ 630											+155	+310	+450	+660
> 630 ÷ 710	−290	−160	−80	−24	0		0	+30	+60	+88	+175	+340	+500	+740
> 710 ÷ 800											+185	+380	+560	+840
> 800 ÷ 900	−320	−170	−86	−26	0	$e_i = -1/2$ IT	0	+34	+56	+100	+210	+430	+620	+940
> 900 ÷ 1000											+220	+470	+680	+1050
> 1000 ÷ 1120	−350	−195	−98	−28	0		0	+40	+66	+120	+250	+520	+780	+1150
> 1120 ÷ 1250											+260	+580	+840	+1300
> 1250 ÷ 1400	−390	−220	−110	−30	0	$e_s = +1/2$ IT	0	+48	+78	+140	+300	+640	+960	+1450
> 1400 ÷ 1600											+330	+720	+1050	+1600
> 1600 ÷ 1800	−430	−240	−120	−32	0		0	+58	+92	+170	+370	+820	+1200	+1850
> 1800 ÷ 2000											+400	+920	+1350	+2000
> 2000 ÷ 2240	−480	−260	−130	−34	0		0	+68	+110	+195	+440	+1000	+1500	+2300
> 2240 ÷ 2500											+460	+1100	+1650	+2500
> 2500 ÷ 2800	−520	−290	−145	−38	0		0	+76	+135	+240	+550	+1250	+1900	+2900
> 2800 ÷ 3150											+580	+1400	+2100	+3200

Tab. 2-9 Valori degli scostamenti fondamentali per fori (μm).

Scostam. fondam.	E_i						E_s							
Posizione	*D*	*E*	*F*	*G*	*H*	J_s	*K*	*M*	*N*	*P*	*R*	*S*	*T*	*U*
Qualità	Tutte le qualità						Tutte le qualità							
Dimensioni (mm) > 500 ÷ 560	+260	+145	+76	+22	0		0	−26	−44	−78	−150	−280	−400	−600
> 560 ÷ 630											−155	−310	−450	−660
> 630 ÷ 710	+290	+160	+80	+24	0		0	−30	−60	−88	−175	−340	−500	−740
> 710 ÷ 800											−185	−380	−560	−840
> 800 ÷ 900	+320	+170	+86	+26	0	$E_i = -1/2$ IT	0	−34	−56	−100	−210	−430	−620	−940
> 900 ÷ 1000											−220	−470	−680	−1050
> 1000 ÷ 1120	+350	+195	+98	+28	0		0	−40	−66	−120	−250	−520	−780	−1150
> 1120 ÷ 1250											−260	−580	−840	−1300
> 1250 ÷ 1400	+390	+220	+110	+30	0	$E_s = +1/2$ IT	0	−48	−78	−140	−300	−640	−960	−1450
> 1400 ÷ 1600											−330	−720	−1050	−1600
> 1600 ÷ 1800	+430	+240	+120	+32	0		0	−58	−92	−170	−370	−820	−1200	−1850
> 1800 ÷ 2000											−400	−920	−1350	−2000
> 2000 ÷ 2240	+480	+260	+130	+34	0		0	−68	−110	−195	−440	−1000	−1500	−2300
> 2240 ÷ 2500											−460	−1100	−1650	−2500
> 2500 ÷ 2800	+520	+290	+145	+38	0		0	−76	−135	−240	−550	−1250	−1900	−2900
> 2800 ÷ 3150											−580	−1400	−2100	−3200

ISBN 88-408-1028-5

Una dimensione è completamente definita mediante il suo valore nominale seguito da un simbolo composto da una lettera (in certi casi due) e da un numero. Esempio:

$$25\,f\,8 \qquad (2\text{-}7)$$

dove: 25 è la dimensione nominale;
f indica la posizione dell'intervallo di tolleranza per gli alberi; stabilisce cioè il valore degli scostamenti: dalla tabella 2-4 si ricava il valore dello scostamento superiore $es = -20$ µm;
8 indica la qualità di tolleranza; dalla tabella 2-3 si ricava il valore della tolleranza $t = 33$ µm;

mediante la relazione (2-4′) si determina il valore dello scostamento inferiore $e_i = -53$ µm. La dimensione riportata nella relazione (2-7) può anche essere scritta:

$$25^{-20}_{-53} \qquad (2\text{-}7')$$

Un accoppiamento è indicato con la dimensione nominale, comune ai due elementi costitutivi, seguita dai simboli corrispondenti, cominciando dal foro, ad esempio:

$$25\ \mathrm{H}\,8/f\,7 \qquad \text{oppure} \qquad \frac{25\ \mathrm{H}\,8}{f\,7} \qquad (2\text{-}8)$$

2-4-4 Sistemi di lavorazione foro base o albero base

Per ragioni di carattere economico si adotta, in pratica, un sistema di tolleranze che consente di ottenere i diversi tipi di accoppiamenti: mobile, incerto, stabile, mantenendo fissa la posizione del campo di tolleranza di uno dei due elementi dell'accoppiamento e facendo variare quella dell'altro elemento.

Nel *sistema foro base* si adopera come unica posizione del campo di tolleranza per tutti i fori la posizione H (scostamento fondamentale $E_i = 0$, fig. 2-15 e 2-16), mentre la posizione del campo di tolleranza per gli alberi può variare da a a zc a seconda del tipo di accoppiamento che si vuole realizzare.

Nel *sistema albero base* si adopera come unica posizione del campo di tolleranza per tutti gli alberi la posizione h (scostamento fondamentale $es = 0$, fig. 2-17), mentre la posizione del campo di tolleranza per i fori può variare da A a ZC a seconda del tipo di accoppiamento che si vuole realizzare. È comunque da tenere presente che la posizione H per il foro base e la posizione h per l'albero base sono di gran lunga le più usate, ma non sono strettamente obbligatorie.

Con l'adozione del sistema foro base o di quello albero base si sono potute ridurre notevolmente le possibilità di accoppiamento previste dal sistema ISO.

Per quanto riguarda gli accoppiamenti con interferenza, il collegamento viene realizzato, normalmente alla pressa, a temperatura ambiente per piccoli valori di J_{max}; oppure riscaldando il «foro» o raffreddando l'«albero», per valori più importanti di J_{max}.

ISBN 88-408-1028-5

Il salto termico necessario può essere valutato con la relazione:

$$\Delta\theta = K \frac{J_{max}}{\beta D} \tag{2-9}$$

dove: $\Delta\theta$ = salto termico, rispetto alla temperatura ambiente (°C);

J_{max} = interferenza massima (mm);

D = diametro (mm), o «dimensione significativa», del foro, se l'accoppiamento si vuole ottenere per riscaldamento; dell'albero, se l'accoppiamento si vuole ottenere per raffreddamento al di sotto della temperatura ambiente;

K = coefficiente adimensionale che tiene conto che durante l'operazione di montaggio si ha passaggio di calore dal «foro» all'«albero»: nella generalità dei casi è più che sufficiente scegliere un valore $K = 2$;

β = coefficiente di dilatazione lineare (°C^{-1}) del materiale (tab. 2-10).

Materiali	Intervallo di temperatura (°C)	Coefficiente β (°C^{-1})
Acciaio (C% = 0,05 ÷ 0,85)	– 200° ÷ 0°	$9 \cdot 10^{-6}$
	0° ÷ 100°	$12 \cdot 10^{-6}$
	100° ÷ 400°	$13 \cdot 10^{-6}$
	400° ÷ 500°	$14 \cdot 10^{-6}$
	500° ÷ 700°	$17 \cdot 10^{-6}$
Acciaio Austenitico	0° ÷ 100°	$18 \cdot 10^{-6}$
Acciai legati	0° ÷ 100°	$13 \cdot 10^{-6}$
	100° ÷ 1000°	$20 \cdot 10^{-6}$
Alluminio	– 250° ÷ 200°	$3 \cdot 10^{-6}$
	– 200° ÷ 180°	$8 \cdot 10^{-6}$
	– 180° ÷ 20°	$18 \cdot 10^{-6}$
	– 80° ÷ 0°	$22 \cdot 10^{-6}$
	0° ÷ 100°	$24 \cdot 10^{-6}$
	0° ÷ 300°	$25 \cdot 10^{-6}$
	0° ÷ 500°	$27 \cdot 10^{-6}$
Bronzo	– 200° ÷ 20°	$15 \cdot 10^{-6}$
	20° ÷ 100°	$18 \cdot 10^{-6}$

Materiali	Intervallo di temperatura (°C)	Coefficiente β (°C^{-1})
Bronzo di Alluminio	20° ÷ 100°	$15 \cdot 10^{-6}$
Ghisa	– 200° ÷ 20°	$9 \cdot 10^{-6}$
	20° ÷ 100°	$10 \cdot 10^{-6}$
Nichel	– 200° ÷ 0°	$10 \cdot 10^{-6}$
	0° ÷ 100°	$13 \cdot 10^{-6}$
	100° ÷ 1000°	$16 \cdot 10^{-6}$
Ottone	– 200° ÷ 20°	$17 \cdot 10^{-6}$
	20° ÷ 100°	$19 \cdot 10^{-6}$
	100° ÷ 300°	$20 \cdot 10^{-6}$
Rame	–250° ÷ –200°	$4 \cdot 10^{-6}$
	– 200° ÷ 20°	$13 \cdot 10^{-6}$
	20° ÷ 300°	$17 \cdot 10^{-6}$
	400° ÷ 1000°	$19 \cdot 10^{-6}$
Tungsteno	– 200° ÷ 100°	4
	100° ÷ 1000°	5
Ghisa	– 200° ÷ 20°	22
	20° ÷ 100°	27

Tab. 2-10 Coefficiente β di dilazione lineare per diversi materiali e diversi intervalli di temperatura.

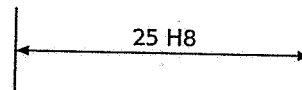



Fig. 2-18 Indicazione di tolleranza secondo il sistema ISO.

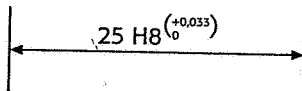



Fig. 2-19 Indicazione di tolleranza secondo il sistema ISO, con aggiunta l'indicazione degli scostamenti.

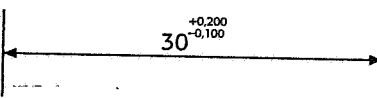



Fig. 2-20 Indicazione di tolleranze non corrispondenti a quelli del sistema ISO.

2-4-5 Indicazione delle tolleranze sui disegni

Le tolleranze vengono designate mediante il simbolo di tolleranza ISO scritto dopo la dimensione nominale (fig. 2-18); se ritenuto necessario (ad es.: nel caso in cui non sia previsto per l'operatore l'uso di calibri fissi) possono essere aggiunti, tra parentesi, i valori degli scostamenti scritti uno sotto l'altro: tanto per i fori quanto per gli alberi, sopra si scrive sempre lo scostamento superiore, sotto lo scostamento inferiore (fig. 2-19).

Solo quando le tolleranze non corrispondono a quelle del sistema ISO, esse sono indicate mediante gli scostamenti relativi come in figura 2-20.

ISBN 88-408-1028-5

Le espressioni *albero* e *foro* sono state estese anche alle lunghezze, e precisamente:

- *per albero* si intende la lunghezza di un «tratto pieno», anche se non cilindrico (fig. 2-21*a*);
- *per foro* si intende la lunghezza di un «tratto cavo», anche se non cilindrico (fig. 2-21*b*).

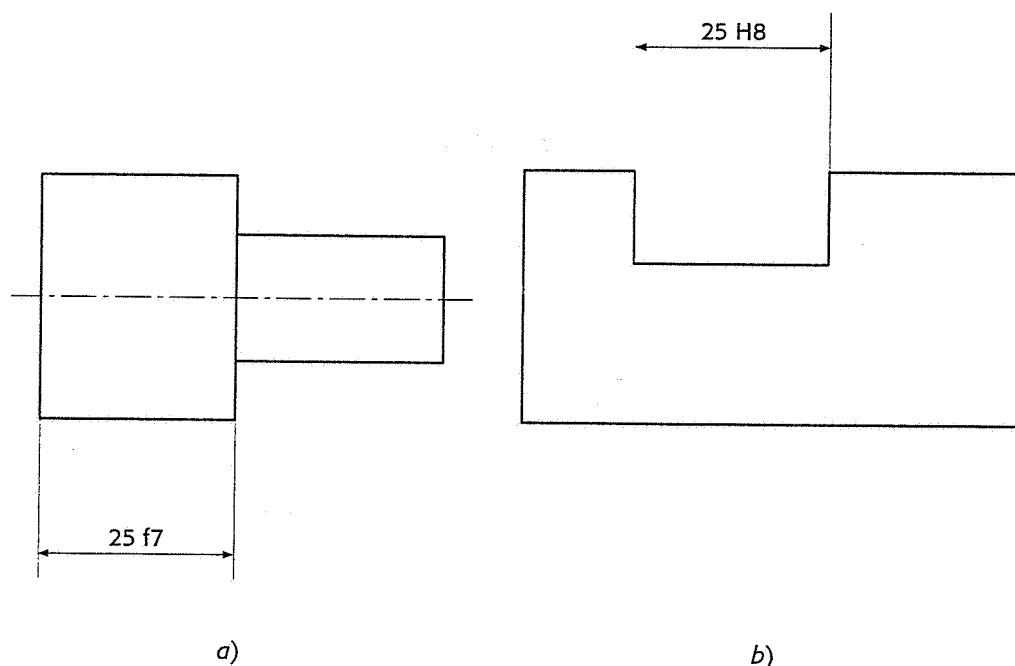



Fig. 2-21 Tolleranze ISO applicate alla misura di lunghezze.

In generale però le tolleranze sulle lunghezze sono meno ristrette rispetto a quelle richieste da necessità funzionali per gli alberi e per i fori, per cui assai spesso viene usato il sistema rappresentato in figura 2-22.

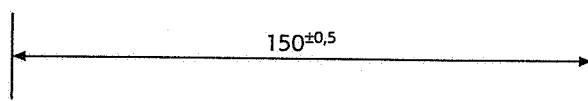



Fig. 2-22 Tolleranza simmetrica rispetto alla dimensione nominale.

Per le quote meno importanti, si indica solo la dimensione nominale e si riporta una tolleranza generale di lavorazione nella tabella esplicativa del disegno (ad es.: tolleranza generale = ± 0,05 mm). Poiché le norme ISO prevedono le posizioni J_s e j_s, rispettivamente per i fori e per gli alberi, simmetriche rispetto alla linea dello zero, è utile tollerare tutte le quote, anche le meno importanti, secondo il sistema ISO (la quota di figura 2-22 viene allora trasformata come indicato in figura 2-23) o, quanto meno, indicare, per tutte le quote meno importanti, una tolleranza generale ISO, cioè una tolleranza funzionale del valore della quota nominale (ad es.: tolleranza generale = J_s 14, j_s 14).

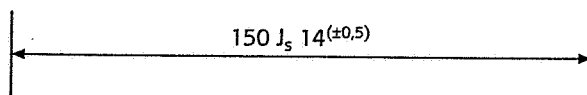



Fig. 2-23 Tolleranza simmetrica rispetto alla dimensione nominale, secondo il sistema ISO.

Per l'indicazione delle tolleranze per le dimensioni angolari non esistono prescrizioni particolari (fig. 2-24).

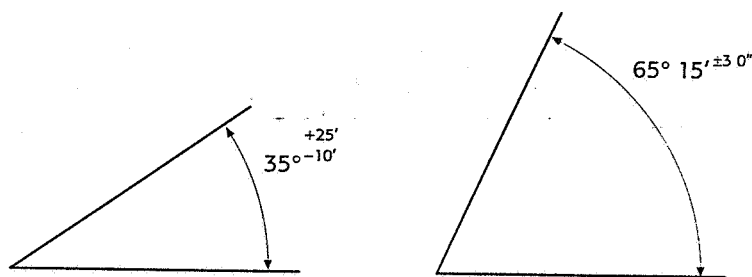



Fig. 2-24 Tolleranze per dimensioni angolari.

2-5 Gli errori geometrici delle superfici

Il funzionamento corretto di un prodotto meccanico dipende non solo dalla precisione dimensionale dei suoi elementi, ma anche dagli errori geometrici presenti sulle loro superfici funzionali.

Per esempio l'usura in servizio degli organi di macchine riguarda essenzialmente gli strati superficiali del pezzo, che hanno un comportamento decisamente diverso a seconda del grado di rugosità superficiale e della morfologia della superficie. È altrettanto noto che la resistenza alla fatica degli elementi meccanici diminuisce in maniera rilevante in presenza di superficie con solcature o scalfitture anche microscopiche, che provocano concentrazioni di tensioni. È noto anche che le superfici con elevato grado di finitura presentano una resistenza alla corrosione notevolmente superiore a quella delle superfici con grado di rugosità elevato.

È però opportuno notare che, come l'aumento della precisione dimensionale, anche l'aumento del grado di finitura superficiale comporta crescite rapidissime dei costi di lavorazione.

Talvolta è addirittura necessario, dal punto di vista funzionale assegnare, insieme al valore massimo del grado di rugosità, anche un valore minimo al di sotto del quale non si deve assolutamente scendere.

È questo, ad esempio, il caso dell'accoppiamento di un albero (ruotante a elevata velocità) con la relativa bronzina realizzato con tolleranza stretta e con un grado di finitura tanto elevato che il film di lubrificante, non potendo ancorarsi sulle superfici metalliche troppo lisce, si lacera con conseguente grippaggio della coppia cinematica.

2-5-1 Generalità

I processi di fabbricazione non consentono di ottenere le dimensioni nominali indicate sui disegni, così come non consentono di ottenere le superficie ideali in essi indicate. Le lavorazioni alle macchine utensili (così come qualsiasi altro processo tecnologico di lavorazione) consentono invece di realizzare superficie *reali*, superficie cioè che presentano degli *scarti* più o meno grandi rispetto alla geometria teorica. Per introdurre l'argomento della misura del grado di finitura superficiale degli elementi meccanici è necessario premettere alcune definizioni fondamentali:

- per *superficie ideale* si intende la superficie geometrica che idealmente definisce il pezzo ed è rappresentata in modo convenzionale sul disegno;

ISBN 88-408-1028-5

- per *superficie reale* si intende la superficie effettivamente ottenuta con la lavorazione;
- per *superficie misurata* si intende la superficie rilevata dagli strumenti di misura microgeometrica (in pratica si considera coincidente con la superficie reale);
- per *superficie di riferimento* si intende la superficie che viene utilizzata per la misura degli errori geometrici (si utilizza in genere quella seguita da un pattino con grande raggio di curvatura oppure una esterna);
- per *superficie media* si intende la superficie con forma uguale a quella descritta dal pattino o a quella del riferimento esterno, con giacitura tale che la somma dei quadrati delle distanze dalla superficie reale è minima.

Si definisce poi *sezione normale* una sezione fatta con un piano ortogonale alla superficie media, detto anche *piano di rilievo*. Vengono inoltre definiti i vari profili, ottenuti con questa sezione, delle superfici prima definite e cioè: *profilo ideale*, *profilo reale*, *profilo misurato*, *profilo di riferimento*, *profilo medio*.

Le irregolarità superficiali possono avere (fig. 2-25):

- un *orientamento*, quando i solchi caratterizzanti la rugosità hanno una direzione predominante;
- un *passo*, quando i solchi hanno un carattere periodico, definito come la distanza media tra le creste prevalenti, su un piano di rilievo ortogonale all'orientamento.

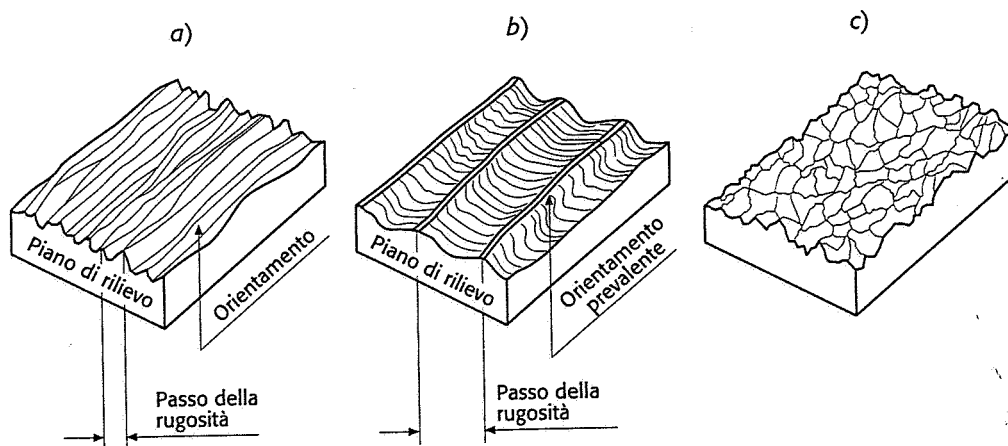



Fig. 2-25 Modelli caratteristici di rugosità.
a) e b): modelli con direzione predominante dei solchi;
c): modello completamente privo di orientamento.

Generalmente la sezione normale viene effettuata con giacitura normale a quella dei solchi prevalenti (fig. 2-25) o, comunque, con orientamento tale da mettere in evidenza la rugosità massima della superficie.

Le irregolarità superficiali (o errori geometrici) vengono classificati in:

- *errori di forma* (errori macrogeometrici) sono le deviazioni della superficie misurata dalla superficie media, depurate dagli errori microgeometrici;

- *errori microgeometrici*, ulteriormente suddivisi in:
  - *rugosità* propriamente detta, altrimenti chiamata *tessitura primaria*;
  - *ondulazioni*, altrimenti dette *tessitura secondaria*.

Gli *errori di forma* o *errori macrogeometrici* sono irregolarità macroscopiche di piccola ampiezza (H_f in fig. 2-26) e passo molto grande (P_f in fig. 2-26) e sono da ricercare nelle imprecisioni proprie del sistema macchina-pezzo-utensile (una delle cause può essere, ad esempio, l'imperfezione o l'usura delle guide di scorrimento degli equipaggi della macchina).

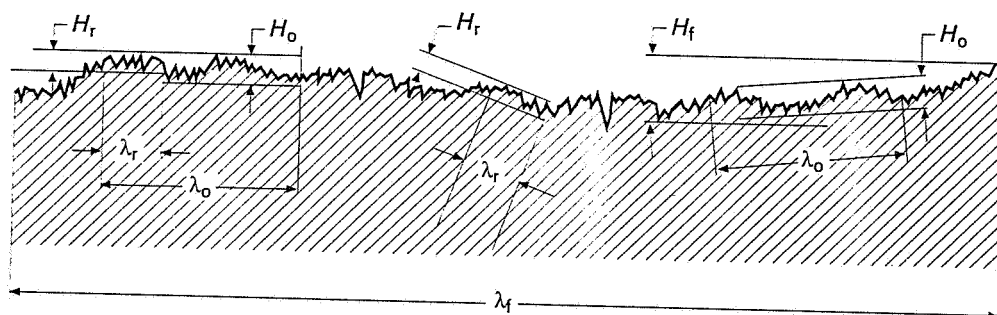
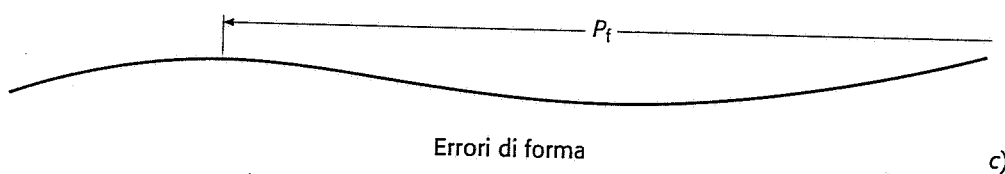
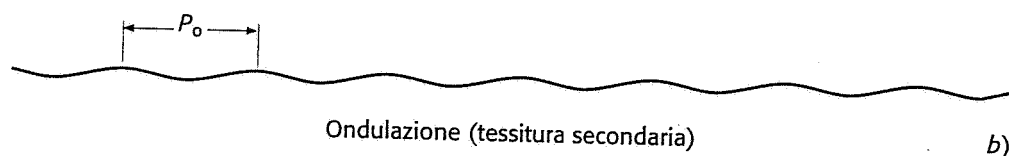
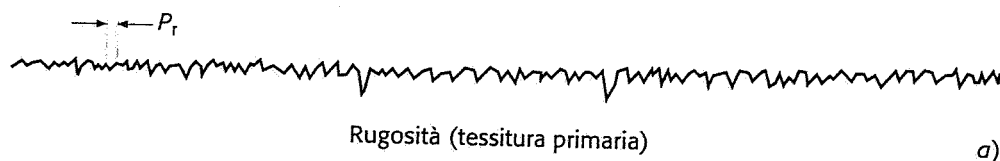



Fig. 2-26 Tessitura superficiale rappresentante l'effetto combinato di diverse cause.

La *rugosità* propriamente detta (*tessitura primaria*) deriva da irregolarità microgeometriche di ampiezza molto piccola (H_r, in fig. 2-26) e piccolo passo (P_r in fig. 2-26) che, nelle lavorazioni per asportazione di truciolo, derivano soprattutto dal moto di alimentazione dell'utensile e dalle caratteriste del materiale in lavorazione (deformazioni elastoplastiche provocate dall'utensile sul metallo in lavorazione).

Le *ondulazioni* (*tessitura secondaria*) sono irregolarità microgeometriche di ampiezza e passo maggiori (H_o e P_o in fig. 2-26). Derivano soprattutto dalle vibrazioni del sistema macchina-pezzo-utensile, vibrazioni che possono essere innescate da numerosi fattori: sistema-

tiche oscillazioni del pezzo in lavorazione, non corretta programmazione dei parametri fondamentali del taglio (velocità di taglio, profondità di passata, avanzamento) o anche di altri parametri (raggio di raccordo dell'utensile, angolo di registrazione, ecc.). Queste irregolarità cicliche hanno sempre un passo superiore all'avanzamento relativo utensile-pezzo in lavorazione.

I tre tipi di errore geometrico si distinguono essenzialmente per il valore del passo delle irregolarità. Si considera generalmente il rapporto passo/ampiezza delle irregolarità (tab. 2-11) in quanto il valore dell'ampiezza H è del medesimo ordine di grandezza per i tre tipi di irregolarità superficiali (è insignificante la differenza di ampiezza tra le irregolarità della tessitura primaria e secondaria, è più grande invece la differenza di ampiezza tra le irregolarità macrogeometriche e microgeometriche).

Tipi di irregolarità superficiali		Rapporto passo/ampiezza
Errori microgeometrici	Rugosità propriamente detta o «tessitura primaria»	$0 < P_r/H_r \leq 50$
	Ondulazione o «tessitura secondaria»	$50 < P_o/H_o \leq 1000$
Errori macrogeometrici	Errori di forma	$P_f/H_f > 1000$

Tab. 2-11 Valori indicativi del rapporto passo/ampiezza delle irregolarità per i tre aspetti fondamentali di una superficie lavorata.

2-5-2 Misura degli errori microgeometrici

2-5-2a Il rugosimetro

Lo strumento utilizzato per la misura degli errori microgeometrici è il *rugosimetro*. Con riferimento alla figura 2-27 esso è composto da:

- uno *stilo*, all'estremità del quale è montato un *palpatore* di diamante di forma conica o piramidale (comunque contenuto in un cono di angolo minore di 90°) il cui vertice è raccordato con raggio, in genere, uguale a circa 2,5 µm. Il moto verticale dello stilo può essere riferito a due diversi sistemi. Nel primo caso, utilizzato nella maggior parte delle misure, la posizione del palpatore è riferita a una parte dello stilo chiamata *pattino*, che si appoggia e scorre sulla superficie in esame. Il pattino, in carburo di tungsteno, ha l'estremità raccordata ad arco di cerchio il cui raggio è uguale a 25 mm. Nel secondo caso lo stilo si muove rispetto a un elemento che trasla secondo una linea orizzontale. Il segnale ottenuto dal trasduttore, che trasforma i movimenti dello stilo in un segnale elettrico, dipende quindi anche dall'eventuale inclinazione della superficie da misurare rispetto alla retta di riferimento. Il corretto posizionamento stilo e pezzo è più laborioso, ma è possibile ottenere maggiori informazioni sull'andamento del profilo reale.
- un'*unità motorizzata*, opportunamente controllata elettronicamente, che provvede a fare eseguire allo stilo la corsa di misura l_t. Tale corsa è costituita da un tratto l_v precedente alla corsa di misura vera e propria, da un tratto successivo ad essa l_n e dal tratto di misura vero e proprio l_m la cui lunghezza è pari a 5 volte la *lunghezza d'onda di taglio* λ (definita nel seguito). È importante che il moto dello stilo sia uniforme in modo da stabilire un legame tra la

ISBN 88-408-1028-5

microgeometria della superficie e le frequenze contenute nel segnale proveniente dal trasduttore (legame tra uno spostamento $y = f(x)$ e un segnale in tensione $v = f(t)$).

- un *amplificatore* che amplifica il segnale proveniente dal trasduttore che trasforma il moto verticale dello stilo in segnale elettrico;
- un convertitore A/D (analogico/digitale) che campiona il segnale amplificato a intervalli regolari e lo memorizza in una memoria RAM. A ogni profilo rilevato corrisponde quindi una serie di valori numerici che rappresentano le ampiezze del profilo rilevate in punti egualmente spaziati (fig. 2-28).
- un *sistema di filtraggio* digitale (realizzato tramite idoneo software) necessario per separare l'informazione relativa alla rugosità da quella relativa all'ondulazione. A questo proposito è necessario introdurre il concetto di *lunghezza di campionatura* o *lunghezza d'onda di taglio*. Prendendo in esame la superficie rappresentata in figura 2-26 si può notare che essa presenta una certa rugosità

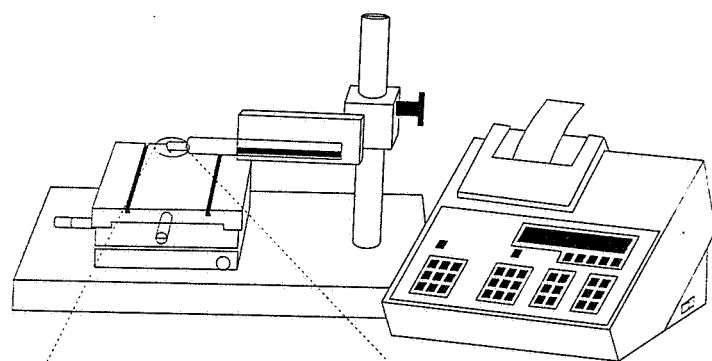



Fig. 2-27 Schema di funzionamento di un rugosimetro.

ISBN 88-408-1028-5

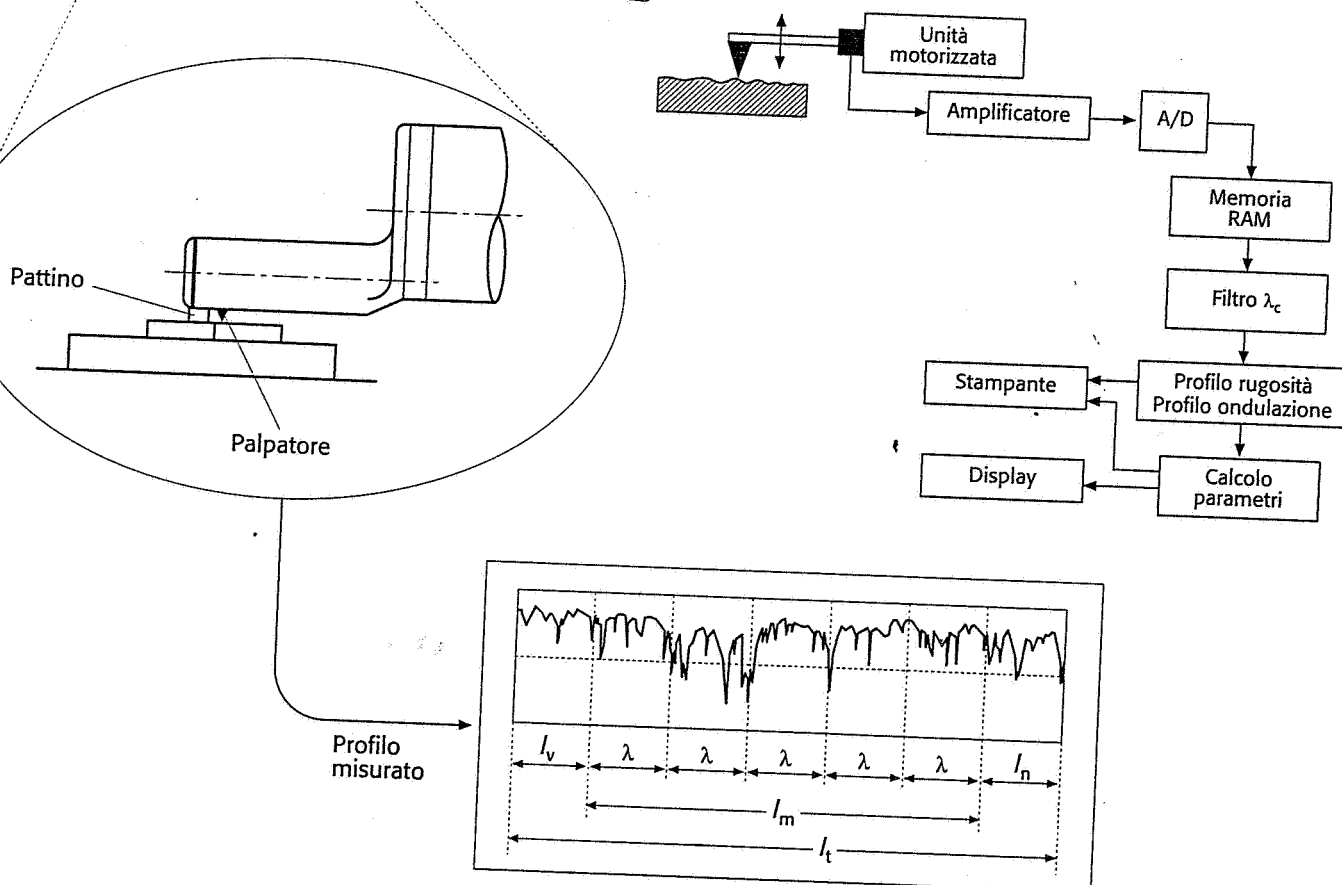
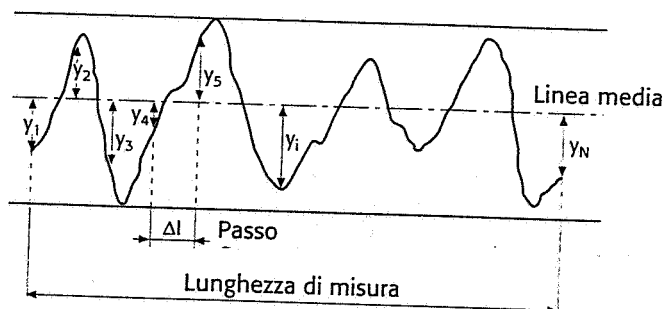



Fig. 2-28 Campionamento del segnale del rugosimetro, ordinate e linea media.

(fig. 2-26*a*) innestata su un'ondulazione (fig. 2-26*b*), essa stessa sovrapposta a un errore di forma (fig. 2-26*c*). Se allora, nella sopracitata figura, si esplora un tratto di superficie di lunghezza uguale a λ_r, ciò significa che viene ricavata soltanto l'informazione contenuta nell'intervallo λ_r della tessitura primaria e viene eliminato l'effetto della tessitura secondaria e dell'errore di forma. La lunghezza λ_r viene chiamata *lunghezza di campionatura* o *lunghezza d'onda di taglio*. Se invece si esamina un tratto di superficie con lunghezza di campionatura uguale a λ_o, si conteggiano insieme le irregolarità delle tessiture primaria e secondaria, escludendo l'errore di forma. Se infine si analizza un tratto di superficie con lunghezza di campionatura uguale a λ_f, ciò significa che si esamina l'andamento totale del profilo tenendo conto della rugosità, dell'ondulazione e dell'errore di forma della superficie stessa. Le lunghezze di campionatura sono diverse a seconda del tipo di lavorazione e dei parametri del taglio utilizzati in ciascun tipo di lavorazione. Le norme ISO hanno stabilito un certo numero di lunghezze di campionatura (tab. 2-12) ritenute sufficienti per soddisfare tutte le esigenze di analisi delle superfici lavorate. La figura 2-29 mette in evidenza come il parametro di rugosità R_a (definito al paragrafo successivo) possa variare al variare della lunghezza λ di campionatura impostato nella misura. Un esame dei quattro diagrammi della figura consente di rilevare che, benché i profili relativi siano abbastanza diversi uno dall'altro, la lunghezza di campionatura λ = 0,8 mm consente di misurare e di analizzare (con ottima approssimazione) la tessitura primaria, avendo eliminato le irregolarità proprie della tessitura secondaria e degli errori di forma. In effetti la lunghezza di campionatura λ = 0,8 mm consente l'analisi e il rilevamento della *rugosità propriamente detta* (tessitura primaria) di tutte le superficie ottenute con un buon grado di finitura (vedi anche tab. 2-13). Le lunghezze di campionatura utilizzabili, in base all'esperienza, per i diversi tipi di superfici lavorate sono riportate nella tabella 2-13 dalla quale risulta un campo di valori dei quali, in genere, il più basso è adatto per le superfici più accurate e il più alto per i gradi di lavorazione più grossolani e per l'analisi anche della tessitura secondaria. Nella tabella 2-14 è riportata la lunghezza di campionatura minima, in funzione del grado di rugosità. La scelta del valore di λ più adatto a separare la rugosità dall'ondulazione corrisponde a scegliere la frequenza di taglio del filtro che agisce sul segnale digitalizzato. Tale filtro può essere di due tipi: *2RC* o a *fase corretta* (*gaussiano*). Il tipo 2RC, versione digitalizzata del sistema analogico a resistenza e condensatore dei vecchi rugosimetri analogici, è un filtro passa alto, che blocca i segnali a bassa frequenza eliminando l'effetto delle ondulazioni e dell'eventuale

millimetri	pollici	millimetri	pollici	millimetri	pollici
0,08 0,25	0,003 0,01	0,80 2,50	0,03 0,10	8,00 25,0	0,30 1,00

Tab. 2-12 Lunghezze di base λ raccomandate.

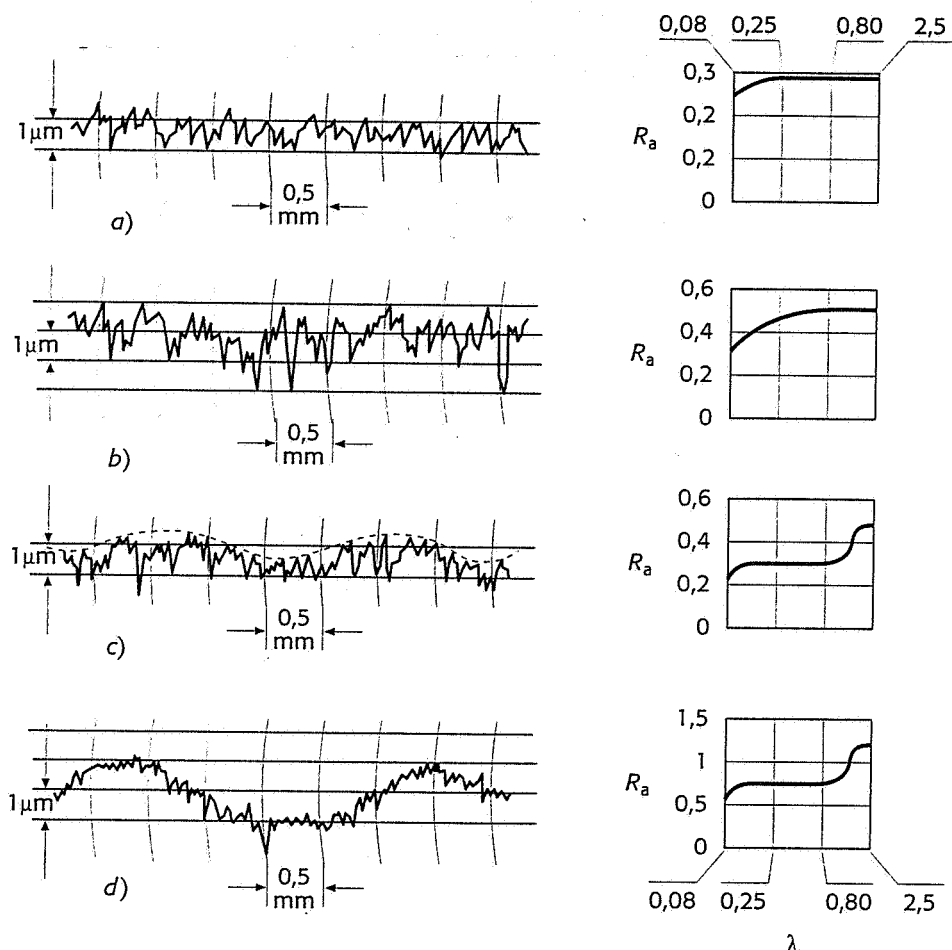



Fig. 2-29 Variazione della rugosità R_a in funzione della lunghezza di base λ.

errore di forma, lasciando passare solo quelli corrispondenti alla rugosità. Per le misure relative all'ondulazione occorre usare un filtro passa basso Questo tipo di filtro provoca degli sfasamenti tra segnale di rugosità e linea media (fig. 2-30a), con conseguenti possibili errori nel calcolo di alcuni parametri molto sensibili all'ampiezza dei picchi o delle valli. Al contrario questi problemi non sussistono con l'uso di un filtro *gaussiano* (fig. 2-30b). Esso consiste nel sostituire al valore di ogni punto del profilo una media pesata, calcolata su un insieme di valori nell'intorno del punto stesso, utilizzando una funzione peso con andamento «a campana». Il filtro così ottenuto è un passa basso e il numero di punti impiegati per calcolare la media pesata ne determina la frequenza di taglio e quindi il valore di λ. Si ottiene così un segnale che, nel caso di utilizzo del pattino, coincide con l'ondulazione, mentre, nel caso del riferimento esterno, è dato dalla sovrapposizione dell'ondulazione con l'eventuale errore di forma. In entrambi i casi il segnale di rugosità è ottenuto per differenza tra il segnale non filtrato e quello filtrato, dato che il filtro gaussiano ha la proprietà di non produrre sfasamenti tra le varie componenti del segnale. Per le misure relative all'ondulazione, la linea di riferimento è ottenuta dal segnale filtrato mediante il metodo dei minimi quadrati.

ISBN 88-408-1028-5

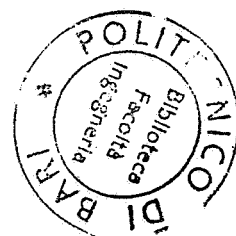
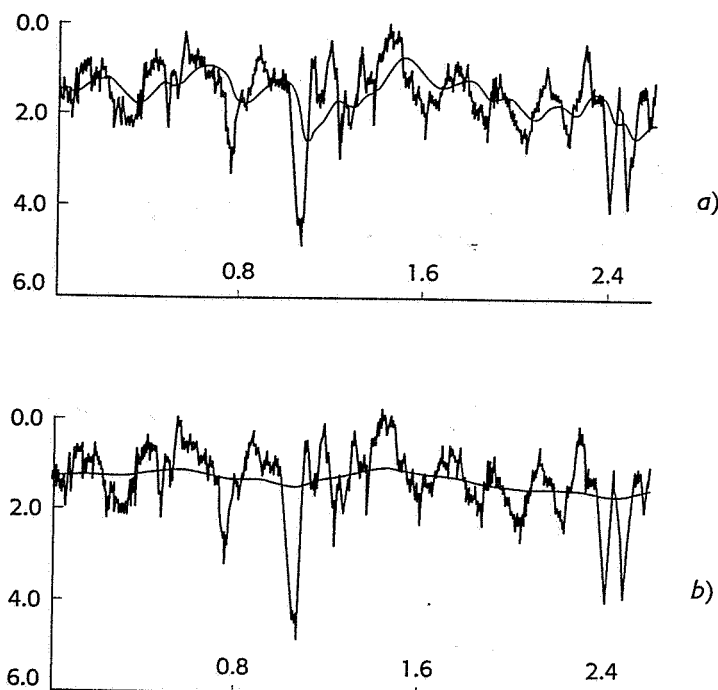



Fig. 2-30 Effetto di diversi sistemi di filtraggio.
a) Filtraggio del profilo con filtro 2RC.
b) Filtraggio del profilo con filtro gaussiano.

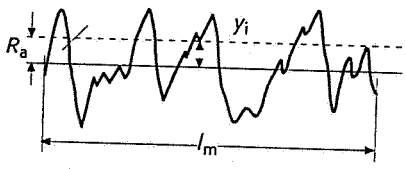
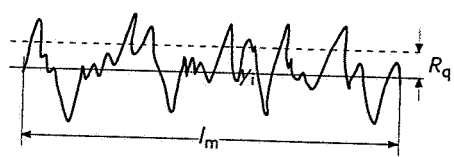
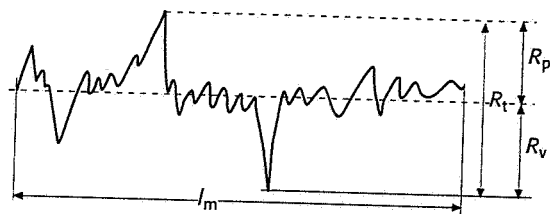
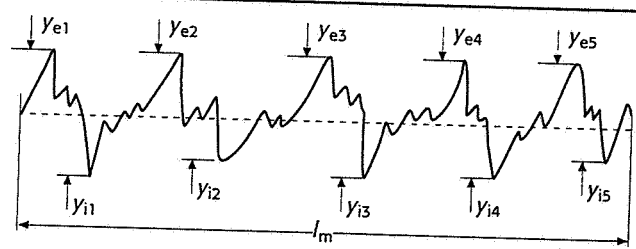
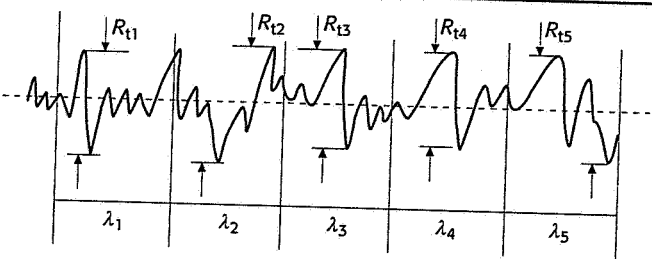
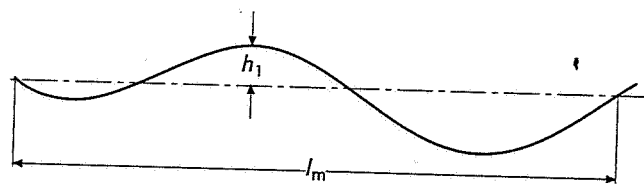
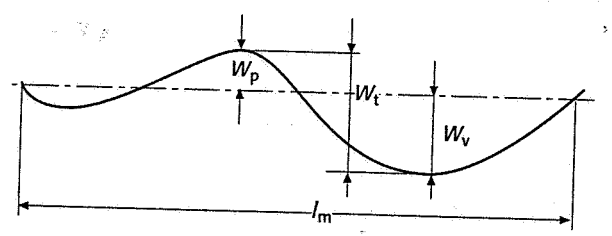
Lavorazioni tipiche di finitura	λ (mm)				
Alesatura	–	0,8	2,5	8	–
Brocciatura	0,25	0,8	2,5	–	–
Fresatura	–	–	2,5	8	25
Lappatura	–	0,8	2,5	–	–
Limatura (con limatrice)	–	0,8	–	–	–
Piallatura	0,25	0,8	–	–	–
Rettifica	0,25	0,8	–	–	–
Smerigliatura	0,25	0,8	–	–	–
Tornitura	–	0,8	2,5	–	–

Tab. 2-13 Lunghezze di base più adatte per i diversi processi di finitura.

Grado di rugosità R_a (μm)	Lunghezza minima di campionatura λ (mm)
0 ÷ 0,3	0,25
> 0,3 ÷ 3	0,8
> 3	2,5

Tab. 2-14 Lunghezza minima di campionatura λ in funzione del grado di rugosità R_a.

- Un'*unità elettronica* che, oltre a stampare i due profili di rugosità e di ondulazione molto ingranditi, calcola, visualizza e stampa i vari parametri calcolati sui due profili (vedi paragrafo successivo).

2-5-2b I parametri di rugosità e di ondulazione

I parametri che nei vari anni sono stati proposti per la misura della rugosità e dell'ondulazione sono molti: allo stato attuale si sta ancora discutendo della loro razionalizzazione e soprattutto della scelta di quelli più significativi riguardo alle proprietà funzionali della superficie.

I vari parametri vengono oggi calcolati in modo digitale dall'unità elettronica presente nel rugosimetro sulla base di una *linea media*,

ISBN 88-408-1028-5

rispetto alla quale vengono calcolate le *ordinate* y_i (fig. 2-28) su tutta la lunghezza del tratto di misura. La posizione della linea media viene calcolata sul profilo filtrato generalmente con il metodo dei minimi quadrati.

Tra i molti parametri ci si limita a citare i seguenti (tab. 2-15):

Parametro	Formula	Profilo
R_a	$\frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} \lvert y_i \rvert$	
R_q	$\sqrt{\frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} y_i^2}$	
R_t (R_p, R_v)		
R_z (ISO)	$\frac{\sum_{i=1}^{5} y_{ei} + \sum_{i=1}^{5} \lvert y_{ii} \rvert}{5}$	
R_z (DIN)	$\frac{1}{5}\sum_{i=1}^{5} R_{ti}$	
W_a	$\frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} \lvert h_i \rvert$	
W_t (W_p, W_v)		

Tab. 2-15 Principali parametri di rugosità e ondulazione.

ISBN 88-408-1028-5

Rugosità media aritmetica R_a È il parametro più comune e viene calcolato con formula seguente

$$R_a = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} |y_i| \qquad (2\text{-}10)$$

Rugosità media quadratica R_q È data dalla radice quadrata della media dei quadrati delle deviazioni del profilo reale rispetto alla linea media:

$$R_q = \sqrt{\frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} y_i^2} \qquad (2\text{-}11)$$

Tra i parametri R_a e R_q è generalmente accettata una relazione del tipo:

$$\begin{aligned} R_q &= 1{,}11\, R_a \\ R_a &= 0{,}9\, R_q \end{aligned} \qquad (2\text{-}12)$$

Rugosità massima (o totale) R_t È data dalla distanza fra la cresta più alta e la valle più profonda, compresi nella lunghezza del tratto di misura l_m.

La distanza della cresta più alta dalla linea media può essere chiamata *rugosità massima* (o *totale*) *esterna* R_p, la distanza della valle più profonda dalla linea media può essere chiamata *rugosità massima* (o *totale*) *interna* R_v. Risulta allora:

$$R_t = R_p + R_v \qquad (2\text{-}13)$$

La rugosità totale R_t dà chiaramente il concetto di *campo di tolleranza*, cioè come ampiezza della fascia entro la quale devono essere comprese le irregolarità superficiali; è però, in effetti, un parametro poco significativo, in quanto può essere fortemente influenzato da un'irregolarità accidentale della superficie (scalfittura, cratere di corrosione, ecc.).

La relazione sperimentale (che si riporta a puro titolo *indicativo*) che lega la rugosità totale R_t al grado di rugosità R_a, nel caso di profilo periodico, è del tipo:

$$\begin{aligned} R_t &= 5{,}5 \cdot R_a^{0{,}93} \\ R_a &= 0{,}16 \cdot R_t^{1{,}07} \end{aligned} \qquad (2\text{-}14)$$

R_z (norme ISO) È data dalla media aritmetica delle altezze delle 5 creste predominanti e delle 5 valli più profonde, valutate sulla lunghezza del tratto di misura.

Indicando con y_e la distanza delle creste predominanti rispetto alla linea media e con y_i la distanza delle valli predominanti rispetto alla linea media, si ha:

$$R_z\,(\text{ISO}) = \frac{\sum_1^5 y_e + \sum_1^5 |y_i|}{5} \qquad (2\text{-}15)$$

Una relazione sperimentale che lega il valore di R_z al grado di rugosità R_a, per profili periodici, è la seguente:

$$R_z = 4{,}47 \cdot R_a^{0{,}97}$$
$$R_a = 0{,}214 \cdot R_z^{1{,}03} \qquad (2\text{-}16)$$

R_z (norme DIN) o R_{tm} È dato dalla media delle distanze tra picco più alto e valle più profonda, calcolate nelle 5 lunghezze di campionamento adiacenti facenti parte del tratto di misura.

W_a, W_t Sono parametri simili a R_a e R_t, ma calcolati sull'ondulazione anziché sulla rugosità.

2-5-2c Analisi statistica del profilo

I parametri di rugosità sopra citati non sono in genere sufficienti a caratterizzare completamente la funzionalità di una superficie (dal punto di vista dell'usura, degli accoppiamenti forzati, ecc.). I moderni rugosimetri forniscono ulteriori parametri, deducibili dall'analisi statistica della microgeometria superficiale.
I principali sono i seguenti:

Curva di densità delle ordinate Per ottenere tale funzione la distanza fra le due linee di riferimento superiore e inferiore viene suddivisa con linee parallele equidistanti che definiscono altrettante classi. L'istogramma che dà la distribuzione delle ordinate si ottiene mettendo in un diagramma il numero di ordinate N_i per ogni classe i espresso in % dell'insieme di tutte le N ordinate ($100 \cdot N_i/N$), in funzione del valore y_i dell'ordinata media della classe considerata. Questa rappresentazione tuttavia non è univoca, dato che la percentuale di ordinate per classe varia in funzione dell'ampiezza delle classi. Per ottenere dei valori univoci, la densità percentuale delle ordinate viene divisa per l'ampiezza della classe espressa in µm, come in figura 2-31.

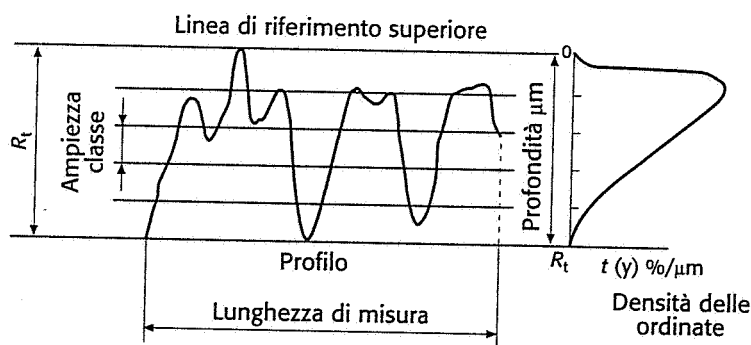



Fig. 2-31 Profilo di una superficie e curva di densità delle ordinate.

Curva di Abbott La curva di Abbott rappresenta l'andamento della frazione portante della superficie in funzione dell'ampiezza delle ordinate. In realtà tale curva non è altro che la funzione cumulatrice della densità delle ordinate. Per ottenere tale curva si può procedere in due modi:

- si traccia una serie di linee parallele al di sotto della linea di riferimento superiore e per ognuna di esse si fa il rapporto fra la somma dei segmenti intercettati dal profilo all'interno del medesimo e la lunghezza totale del profilo analizzato, quindi si riporta in grafico in funzione della profondità, come in figura 2-32;
- nel secondo modo è sufficiente integrare la curva di densità delle ordinate fra zero e le varie profondità.

ISBN 88-408-1028-5

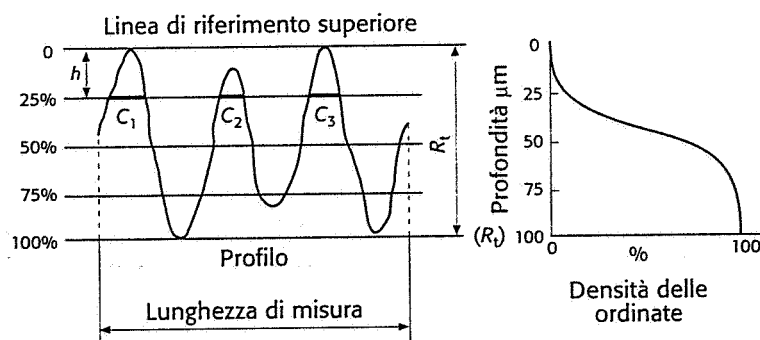



Fig. 2-32 Profilo di una superficie e curva di Abbott.

Parametri caratteristici della curva di densità delle ordinate
La curva di densità delle ordinate contiene implicitamente molte interessanti informazioni sulle caratteristiche geometriche della superficie, fra le quali i classici parametri usati per la misura della rugosità. Infatti, dalla figura 2-33 si nota che:

- il parametro R_t corrisponde all'estensione della distribuzione, cioè alla differenza fra i due valori estremi;
- il parametro R_a corrisponde allo scarto medio aritmetico della distribuzione;
- il parametro R_q corrisponde allo scarto quadratico medio della distribuzione.

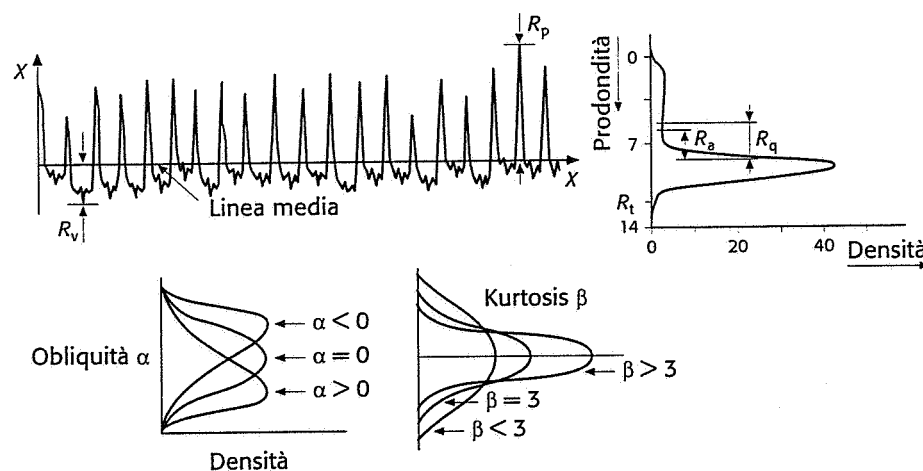



Fig. 2-33 Profilo di una superficie e parametri caratteristici della curva di densità delle ordinate.

Gli altri parametri interessanti, deducibili dalla stessa distribuzione, che servono per dare un'idea dell'andamento della curva stessa, sono:

- se $\mu_k = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{1} y_i^k$ è il momento di ordine k della distribuzione rispetto alla media, il parametro obliquità (skewness) è definito come:

$$\alpha = \frac{\mu_3}{\mu_2^{3/2}} \tag{2-17}$$

Si noti che se $\alpha = 0$ la curva è simmetrica; $\alpha < 0$ significa una concentrazione di materia verso la parte superiore del profilo, cioè un tipo di profilo *pieno*; $\alpha > 0$ significa al contrario un profilo *vuoto*;

- il parametro kurtosis è definito come:

$$\beta = \frac{\mu_4}{\mu_2^2} \tag{2-18}$$

per una distribuzione normale si ha $\beta = 3$, per una distribuzione appiattita $\beta < 3$, per una distribuzione molto stretta intorno al valor medio $\beta > 3$.

È stato ampiamente dimostrato che superfici lavorate che hanno per esempio lo stesso valore numerico di R_a, si comportano in modo assai differente riguardo alle loro applicazioni funzionali, cioè nei riguardi dei problemi di fatica, usura, attrito, lubrificazione, verniciatura, ecc., a seconda del procedimento tecnologico col quale sono state ottenute. In realtà tali superfici, se osservate approfonditamente mediante la misura dei parametri prima descritti, si rivelano completamente diverse. Tali parametri forniscono una rilevante quantità di informazioni non fine a se stesse, ma collegate alle caratteristiche funzionali della superficie stessa. Un esempio di quanto detto è riportato in figura 2-34. Si tratta dei profili di due superfici aventi valori di R_a e R_t simili. Esse sono state ottenute mediante lo stesso procedimento tecnologico (tornitura): la differenza risiede nel fatto che la prima è stata ottenuta con un avanzamento di 0,08 mm/giro e utensile nuovo, la seconda con avanzamento pari a 0,12 mm/giro e utensile usurato (che ha lavorato nelle medesime condizioni per 20 min). Si noti come le differenze topografiche visibili nel profilo, sono ben evidenziate mediante la curva di densità delle ordinate e la curva di Abbott. È evidente che due superfici di questo tipo hanno comportamenti funzionali totalmente differenti, specie nei riguardi dei problemi di contatto. Si può supporre, ad esempio, che la prima, per sua maggior concentrazione di materia nella parte superiore del profilo, sia molto meno sensibile all'usura della seconda.

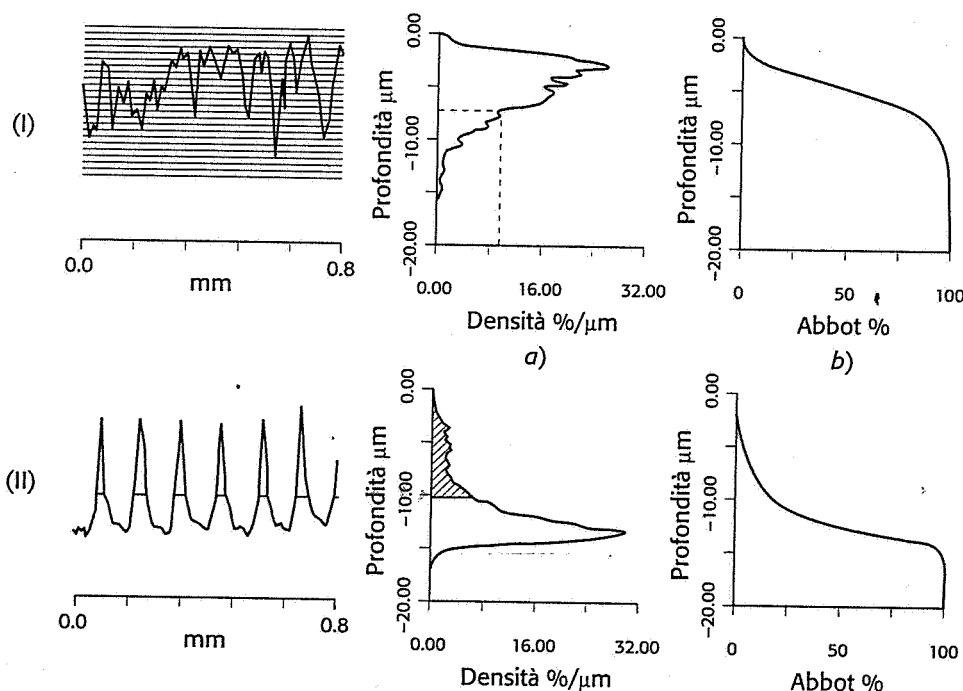



Fig. 2-34 Curva di densità delle ordinate *a*) e curva di Abbott *b*) di due superfici aventi profilo I e II.

ISBN 88-408-1028-5

Un altro interessante esempio di insufficienza dei parametri tradizionali per l'identificazione delle superfici lavorate è riportato nella figura 2-35, nella quale sono riportati i profili ottenuti con 9 tipi di lavorazione tradizionale diversi, e aventi un valore molto simile di R_a. Si noti come le evidenti differenze fra essi possano essere quantificate mediante l'uso della curva di densità delle ordinate e di Abbott, o meglio dei parametri da esse deducibili, cioè skewness e kurtosis.

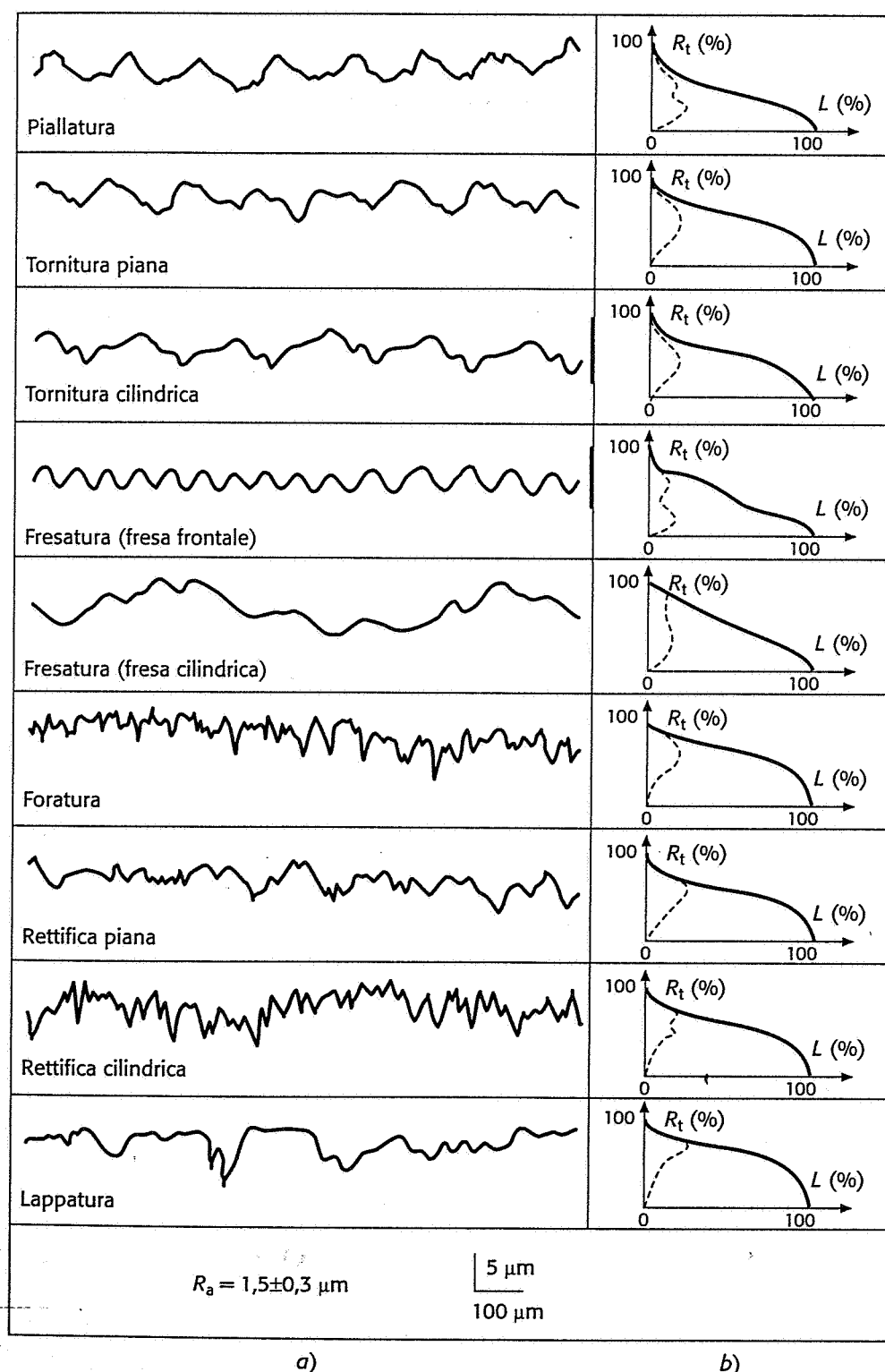



Fig. 2-35 Curve di densità delle ordinate e di Abbott *b*) di superfici lavorate *a*) con diversi processi di lavorazione tradizionale, aventi valore assai simile di R_a.

In figura 2-36 sono riportati i profili di superfici lavorate ottenute al tornio nelle medesime condizioni di lavorazione, ad eccezione dell'usura del tagliente, e l'evoluzione delle relative curve di densità delle ordinate. In particolare dalla tabella si può notare come le variazioni dei parametri obliquità e kurtosis sono molto più marcate delle variazioni dei classici i R_t, R_a, R_q.

R_t μm	R_a μm	R_q μm	obliquità	kurtosis
9,03	1,24	1,56	0,59	2,94
11,06	1,61	2,17	1,26	4,03
11,79	1,61	2,23	1,60	4,96
11,92	1,71	2,38	1,70	4,97
13,19	1,67	2,41	1,72	6,02

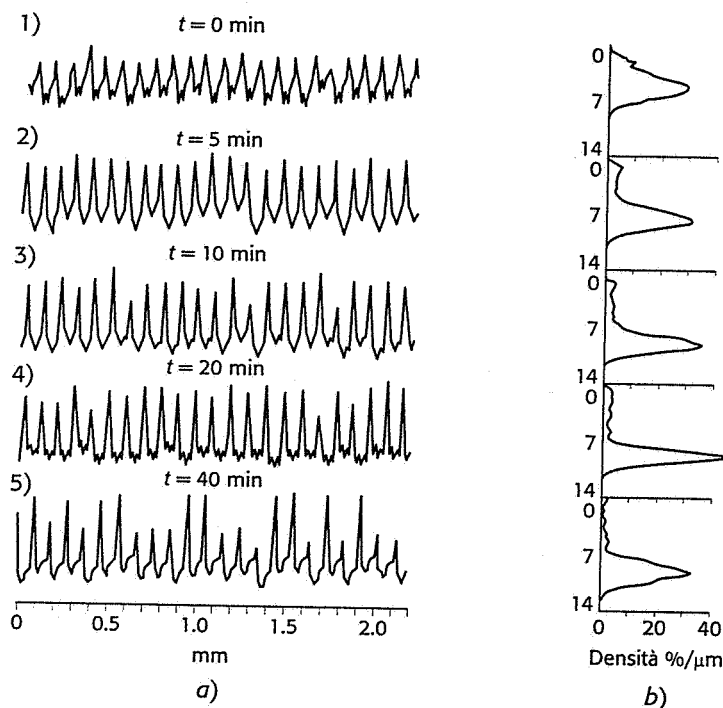



Fig. 2-36 Profili *a*), curve di densità delle ordinate *b*) e valori di R_t, R_a, obliquità e kurtosis c) per cinque superfici tornite (1, 2, 3, 4, 5) nelle medesime condizioni di taglio, salvo l'usura dell'utensile.

2-5-3 Indicazione sui disegni del grado di rugosità

Il grado di rugosità viene indicato sui disegni (di definizione e di fabbricazione) degli elementi solo quando è veramente indispensabile per la funzionalità dell'elemento meccanico, in quanto implica un controllo e quindi un maggior costo di produzione. Il parametro utilizzato secondo le norme UNI è R_a.

I simboli prescritti per l'indicazione del grado di rugosità R_a sui disegni sono riportati nelle figure 2-37 e 2-38.

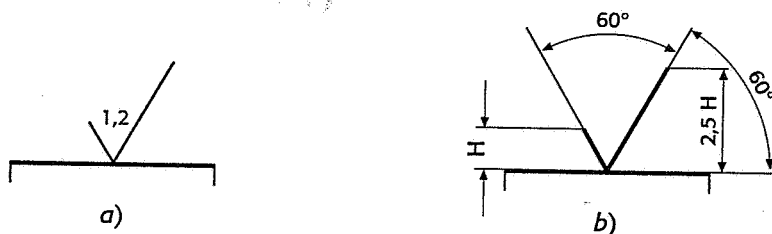



Fig. 2-37 Segno grafico *a*) per l'indicazione della rugosità su una superficie; *b*) dimensionamento del simbolo.

ISBN 88-408-1028-5

Fig. 2-38 Segni grafici da impiegare quando la superficie deve essere realizzata con asportazione di truciolo *a*), o senza asportazione di truciolo *b*).

Il valore della rugosità deve essere scritto all'interno del segno. Inoltre sullo stesso simbolo possono essere fornite altre indicazioni (se ritenute importanti dal punto di vista funzionale) quali, ad esempio, la designazione del tipo di lavorazione (fig. 2-39); l'indicazione del sovrametallo (in mm) da asportare con successive lavorazioni (fig. 2-40).

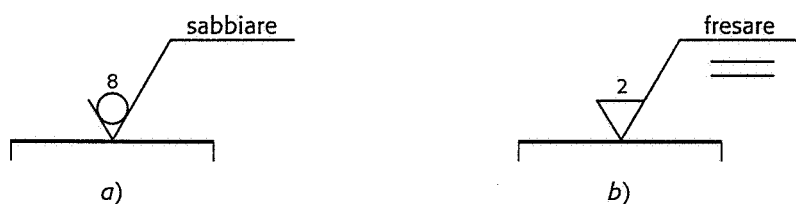



Fig. 2-39 *a*)Designazione sullo stesso simbolo anche del tipo di lavorazione e dell'orientamento *b*) dei solchi prevalenti.

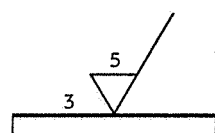



Fig. 2-40 Designazione, a sinistra del simbolo di rugosità, del sovrametallo (in mm) da asportare con successive lavorazioni.

Talvolta, per particolari esigenze funzionali, può essere ritenuto necessario che la misura della rugosità venga rilevata su sezioni con piani paralleli ai solchi prevalenti; in tal caso deve essere riportata sul simbolo anche la dizione: «rilievo longitudinale».

Nel caso in cui sia necessario il rilievo della rugosità in una fase di lavorazione precedente la finitura, si devono riportare anche i controlli successivi relativi al completamento del ciclo di lavorazione; l'indicazione più vicina alla superficie si riferisce al controllo prescritto per l'ultima fase del ciclo di lavorazione (fig. 2-41*a*). Qualora invece per una stessa superficie sia richiesto il controllo della rugosità anche per alcune fasi precedenti la finitura si utilizza la simbologia indicata in figura 2-41*b*.

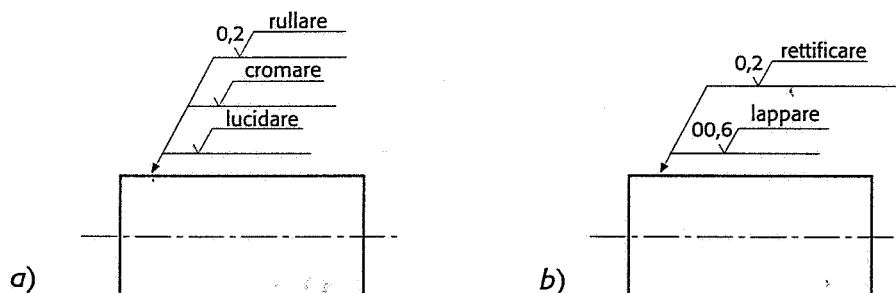



Fig. 2-41 Prescrizioni relative al rilievo della rugosità in fasi di lavorazione precedenti la finitura.

Quando un elemento deve presentare lo stesso grado di rugosità in tutte, o quasi, le sue superficie, l'indicazione relativa si pone una volta sola (più grande) nell'angolo inferiore sinistro del disegno, seguita, fra parentesi, dalle indicazioni particolari di rugosità riportate sul disegno

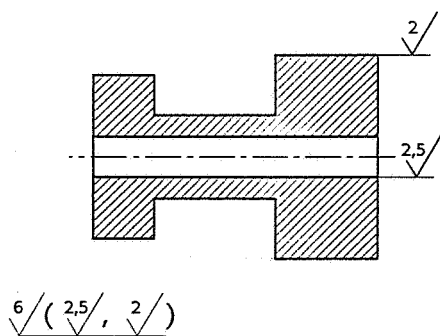



Fig. 2-42 Prescrizione del grado di rugosità su tutte le superfici dell'elemento meccanico.

(fig. 2-42). Qualora, per particolari necessità funzionali, si voglia prescrivere sul disegno che il valore della rugosità sia compreso tra un massimo e un minimo si adopera la simbologia riportata in figura 2-43.

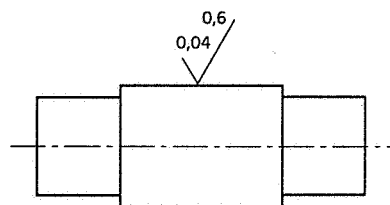



Fig. 2-43 Indicazione sul disegno del grado massimo e minimo di rugosità.

Nelle tabelle 2-16, 2-17 sono riportati i gradi di rugosità *indicativi* ottenibili con diversi processi produttivi.

2-5-4 Influenza della rugosità sulla resistenza alla usura

I risultati sperimentali hanno, ormai da lungo tempo, messo in evidenza che il contatto tra due superfici coniugate non avviene secondo tutta la lunghezza L teorica di accoppiamento prevista nel disegno, ma soltanto per piccole zone la cui estensione dipende dalla superficie portante di ciascuno dei due elementi a contatto; di questo fatto si deve tenere conto nel calcolo delle pressioni e durante le prove sperimentali di resistenza all'usura.

Il rapporto tra l'area di contatto effettiva di due superficie reali e l'area di contatto ideale viene indicato col nome di *coefficiente di portanza* K (fig. 2-44).

Lavorazioni	Grado di rugosità R_a (μm)		
	min	medio	max
Alesatura	0,25	0,5 ÷ 4	7
Alesatura (con alesatore)	0,2	0,4 ÷ 1,5	3
Brocciatura	0,2	0,4 ÷ 1,5	3
Fresatura	0,5	0,8 ÷ 6	12
Lappatura	0,01	0,05 ÷ 0,4	0,8
Limatura	0,6	0,8 ÷ 6	12
Piallatura	1	4 ÷ 10	18
Rettificatura	0,025	0,1 ÷ 1,5	6
Segatura	–	5 ÷ 18	–
Stozzatura	2	4 ÷ 8	10
Tornitura	0,5	0,8 ÷ 6	12
Foratura	0,8	1,5 ÷ 6	12

Tab. 2-16 Rugosità superficiali ottenibili con le diverse lavorazioni per asportazione di truciolo (*valori indicativi*).

ISBN 88-408-1028-5

Lavorazioni	Grado di rugosità R_a (μm)		
	min	medio	max
Fusione in sabbia	4	8 ÷ 25	50
Fusione a guscio	1	2 ÷ 4	8
Microfusione	0,4	1,5 ÷ 3	6
Fusione in conchiglia	0,8	1,5 ÷ 4	7
Fusione sotto pressione	0,4	0,8 ÷ 1,5	4
Fucinatura	–	8 ÷ 25	–
Stampaggio a caldo		4 ÷ 12	–
Sinterizzazione	–	0,8 ÷ 1,5	–
Laminazione a caldo	6	10 ÷ 25	50
Estrusione a caldo	0,5	0,8 ÷ 12	20
Rullatura	–	0,2 ÷ 2	–
Stampaggio a freddo	–	0,6 ÷ 5	–
Laminazione a freddo	0,1	0,16 ÷ 2	6
Estrusione	–	0,6 ÷ 3	–
Trafilatura a freddo	0,2	0,4 ÷ 3	6
Pallinatura	–	0,2 ÷ 6	–

Tab. 2-17 Rugosità superficiali ottenibili con i diversi procedimenti di produzione di greggi (*valori indicativi*).

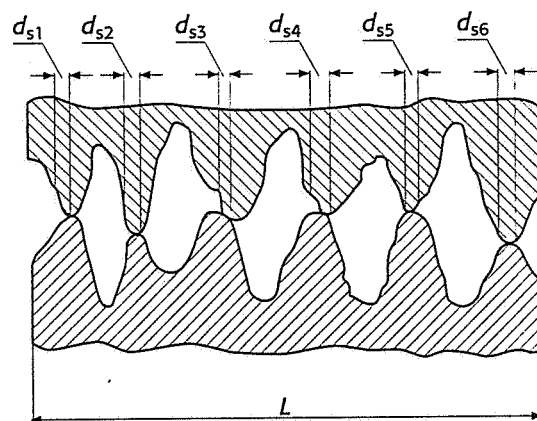



Fig. 2-44 Schema della definizione di coefficiente di portanza *K*.

Il coefficiente di portanza è molto piccolo per l'accoppiamento di superficie ottenute con i normali metodi di lavorazione per asportazione di truciolo quali la tornitura, l'alesatura, la foratura, la fresatura, ecc. ($0{,}15 \leq K \leq 0{,}25$); anche la rettifica non consente di superare valori di $K = 0{,}5$. È necessario ricorrere alla lappatura e, in generale, ai metodi più raffinati di superfinitura, per raggiungere un elevato coefficiente di portanza ($0{,}80 \leq K \leq 0{,}97$).

La figura 2-45 mostra un tipico diagramma di usura dal quale risulta chiaramente un'usura iniziale molto accentuata, dipendente dal piccolo coefficiente di portanza iniziale a causa degli spigoli vivi delle creste delle irregolarità. L'usura si stabilizza quindi su valori normali, dopo che è aumentato il coefficiente di portanza in conseguenza dell'eliminazione dei sopracitati spigoli vivi delle creste delle irregolarità.

Fig. 2-45 Diagramma di usura.

2-5-5 Influenza della rugosità sulla resistenza delle superficie alla corrosione

La resistenza delle superficie alla corrosione dipende in maniera rilevante dalla forma e dalle dimensioni delle irregolarità, che risultano

tanto più attaccate dalla corrosione quanto più sono alte e sottili. La corrosione in funzione del tempo ha un andamento del tipo di quello riportato in figura 2-45, relativo all'usura, presentando anch'essa una curva molto ripida nel periodo iniziale, per stabilizzarsi successivamente su valori normali, dopo l'eliminazione delle estremità più acute delle irregolarità, che per prime vengono aggredite dal fenomeno della corrosione.

2-5-6 *Influenza della rugosità sulla resistenza alla fatica*

Esiste anche una notevole influenza della rugosità superficiale sulla resistenza alla fatica degli elementi meccanici. Quanto più una superficie presenta solchi stretti e profondi, tanto maggiori risultano le concentrazioni di tensioni in quei punti; sotto l'azione di carichi dinamici variabili, in quegli stessi punti si hanno, inizialmente su scala microscopica, dei superamenti locali della resistenza del materiale con formazione di microfessure, che vanno rapidamente ingrandendosi e approfondendosi fino a portare alla rottura dell'elemento meccanico.

Piccoli difetti strutturali, inclusioni, eterogeneità del materiale, ecc. sono altrettanti elementi favorevoli per l'innesco del fenomeno e per accelerarlo.

2-5-7 *Influenza della rugosità sulla precisione dimensionale*

La realizzazione di una determinata qualità IT di tolleranza è funzione della dimensione nominale della quota, nel senso che la tolleranza è tanto più grande quanto più grande è la dimensione nominale stessa; ciò si ripercuote naturalmente sul processo di fabbricazione e sui parametri di lavorazione.

La realizzazione di un determinato grado di rugosità R_a sulla superficie di un elemento è indipendente dalle dimensioni nominali e dalle tolleranze ad essa assegnate, ma dipende esclusivamente dal processo di fabbricazione e dai relativi parametri di lavorazione.

È noto anche che una coppia cinematica, realizzata a una determinata quota con le prescritte tolleranze, può presentare (durante il periodo iniziale di funzionamento) un'usura tale da interessare più del 50% delle altezze delle asperità. Ne risulta un accrescimento della quota del «foro» e una riduzione della quota dell'«albero»; ne risulta, in altre parole, una variazione delle tolleranze dei due elementi della coppia tale da pregiudicare seriamente, in determinate circostanze, la funzionalità dell'accoppiamento.

Questo rischio è tanto più grande quanto più piccola è la quota nominale e quanto più ristrette sono le tolleranze, in quanto, come messo in evidenza all'inizio del paragrafo, la grandezza delle asperità è indipendente dalla dimensione e dalle tolleranze dell'accoppiamento.

Per fare un esempio, si prenda in esame l'accoppiamento incerto con un leggero attrito Ø6 H $7/j_s$ 6, con un foro quindi: Ø6 $^{+0,012}_{+0,000}$ e un albero: Ø6$^{\pm 0,004}$. Si tratta di un accoppiamento avente le seguenti caratteristiche (vedi anche fig. 2-46*a*):

IT (foro) = 12 μm
IT (albero) = 8 μm

G_{max} = 16 μm
J_{max} = 4 μm

ISBN 88-408-1028-5

Si supponga l'accoppiamento ottenuto mediante lavorazioni di rettifica con parametri tali da realizzare un grado di rugosità R_a = 1,35 μm (R_z = 6 μm). Si supponga ancora che, dopo un breve periodo iniziale di funzionamento, l'usura abbia ridotto del 50% le altezze delle asperità. Considerando il parametro R_z rappresentativo delle altezze delle asperità, si può ammettere, sull'albero e sul foro, un'usura iniziale di 3 μm, ciò che porta una modificazione sostanziale dell'accoppiamento (fig. 2-46*b*) che, da incerto, si trasforma in accoppiamento con gioco, con un foro: $\varnothing 6^{+0,015}_{+0,003}$ e un albero: $\varnothing 6^{+0,001}_{-0,007}$.

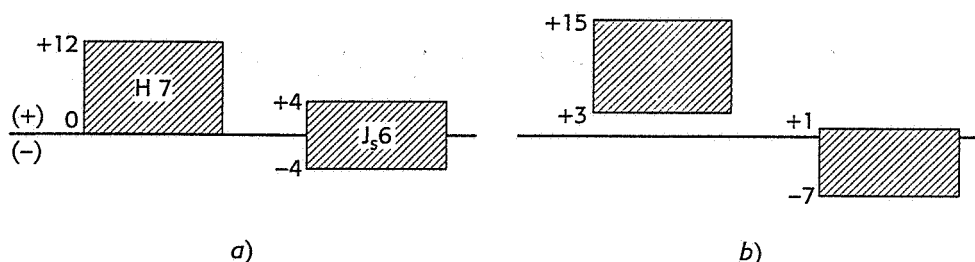



Fig. 2-46 Rappresentazione schematica della modifica di un accoppiamento dopo il periodo di usura primario.

Un secondo esempio può essere dato dall'accoppiamento bloccato a caldo alla pressa ∅6 H 7/*r* 6, con un foro quindi: $\varnothing 6^{+0,012}_{+0,000}$ e un albero: $\varnothing 6^{+0,023}_{+0,015}$.

È un accoppiamento con le seguenti caratteristiche (fig. 2-47*a*):

IT (foro)	=	12	μm
IT (albero)	=	8	μm
J_{max}	=	23	μm
J_{min}	=	3	μm

Si supponga ancora l'accoppiamento ottenuto mediante lavorazioni di rettifica con parametri tali da realizzare lo stesso grado di rugosità dell'esempio precedente R_a = 1,35 μm (R_z = 6 μm).

Non si è lontani dalla realtà supponendo che, al montaggio, le altezze delle asperità (per rottura, piegamenti, deformazioni, ecc.) si riducano del 50%.

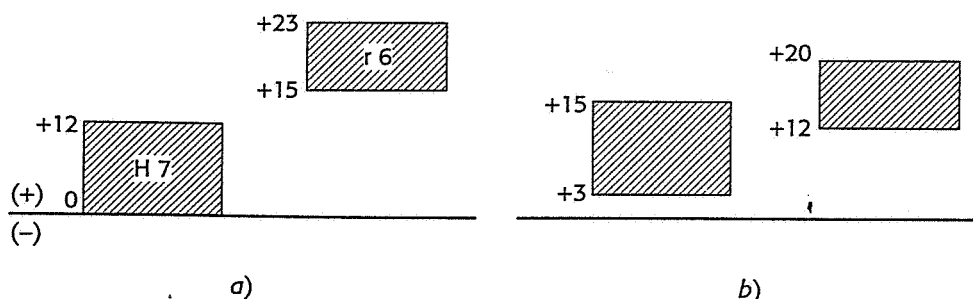



Fig. 2-47 Rappresentazione schematica della modifica di un accoppiamento bloccato dopo montaggio.

Le tolleranze si saranno così modificate (vedi fig. 2-47.*b*): foro $\varnothing 6^{+0,015}_{+0,003}$. e un albero $\varnothing 6^{+0,020}_{+0,012}$.

L'accoppiamento, anche in questo caso, ha subito una modifica sostanziale essendosi trasformato, da accoppiamento bloccato a caldo alla pressa, in accoppiamento incerto con un'interferenza massima di 17 μm e un gioco massimo di 3 μm.

ISBN 88-408-1028-5

La tabella 2-18, di origine sperimentale, consente di determinare, per le superficie di contatto, il valore massimo della rugosità tale da mantenere la funzionalità dell'accoppiamento anche dopo un'usura iniziale presunta del 50% dell'altezza delle asperità.

Diametro nominale Ø mm	Qualità ISO									
	5/6*		6/7*		7/9*		9		10	
	R_a	R_z	R_a	R_z	R_a	R_z	R_a	R_z	R_a	R_z
1-3	0,20-0,32	0,80-1,25	0,32-0,63	1,25-2,50	0,50-0,80	2,0-3,2	0,63-1,00	2,5-4,0	1,25-2,00	5,0-8,0
3-6	0,25-0,40	1,00-1,60	0,40-0,63	1,60-2,50	0,63-1,00	2,5-4,0	0,80-1,25	3,2-5,0	1,6-2,5	6,3-10,0
6-10	0,32-0,50	1,25-2,00	0,50-0,80	2,0-3,2	0,80-1,25	3,2-5,0	1,00-1,0	4,0-6,3	2,0-3,2	8,0-12,5
10-18	0,40-0,63	1,6-2,5	0,63-1,00	2,5-4,0	1,00-1,60	4,0-6,3	1,25-2,0	5,0-8,0	2,5-4,0	10-16
18-30	0,40-0,80	1,6-3,2	0,80-1,25	3,5-6,0	1,25-2,00	5,0-8,0	1,6-2,5	6,3-10,0	3,2-5,0	12,5-20
30-50	0,50-0,80	2,0-3,2	1,00-1,60	4,0-6,3	1,25-2,00	5,0-8,0	1,6-2,5	6,3-10,0	4,0-5,0	16-20
50-80	0,63-1,00	2,5-4,0	1,00-1,60	4,0-6,3	1,6-2,5	6,3-10,0	2,0-3,2	8,0-12,5	4,0-6,3	16-25
80-120	0,63-1,00	2,6-4,0	1,25-2,00	5,0-8,0	2,0-3,2	8,0-12,5	2,5-4,0	10-16	5,0-6,3	20-25
120-180	0,80-1,25	3,6-6,0	1,25-2,00	5,0-8,0	2,5-3,2	10,0-12,5	2,5-4,0	10-16	6,3-8,0	25-32
180-260	1,00-1,60	4,0-6,3	1,6-2,5	6,3-10,01	2,5-4,0	10,0-16,0	3,2-5,0	12,5-20,0	6,3-10	25-40
260-360	1,00-1,60	4,0-6,3	1,6-2,5	6,3-10,01	3,2-5,0	12,5-20,0	3,2-5,0	12,5-20,0	8,0-12,5	32-50
360-500	1,25-2,00	5,0-8,0	2,0-3,2	8,0-12,5	3,2-5,0	12,5-20,0	4,0-6,3	16-25	10,0-12,5	40-50

(*) Il primo numero corrisponde alla qualità degli alberi, il secondo alla qualità dei fori.

Tab. 2-18 Rugosità R_a e R_z raccomandate per superficie di contatto in acciaio in funzione delle dimensioni e della qualità di tolleranza.

ISBN 88-408-1028-5

2-6 Le tolleranze di forma e di posizione

Le tolleranze di forma e di posizione, qualora ritenute indispensabili per la funzionalità del componente, vengono indicate sui disegni con la simbologia riportata nella tabella 2-19 e nelle figure 2-48 e 2-49:

- la *tolleranza geometrica di forma* (rettilineità, planarità, circolarità, cilindricità, conicità) può essere definita dall'ampiezza della fascia entro la quale devono essere compresi gli errori macrogeometrici (di una superficie o di uno spigolo) per assicurare le caratteristiche di funzionalità dell'elemento meccanico cui la forma si riferisce;
- la *tolleranza geometrica di posizione* (inclinazione, parallelismo, normalità, concentricità, simmetria) può essere definita dall'ampiezza della fascia entro la quale deve essere compresa la deviazione di una superficie dalle specifiche richieste, rispetto a una superficie di riferimento dal punto di vista funzionale

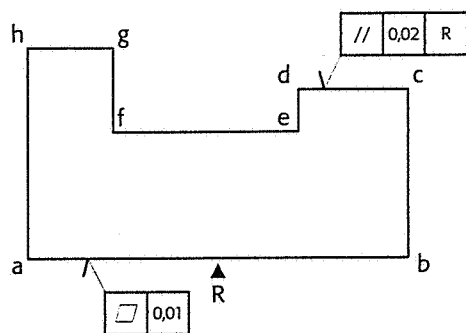



Fig. 2-48 Indicazioni sul disegno relative a prescrizioni di tolleranze geometriche di forma e di posizione:
- sulla superficie di riferimento *R* è prescritta una tolleranza di planarità di 0,01 mm;
- sulla superficie *cd* è prescritta una tolleranza di parallelismo rispetto alla superficie di riferimento *R* di 0,02 mm.

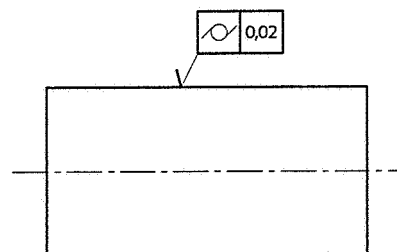



Fig. 2-49 ndicazione sul disegno di una tolleranza di cilindricità di 0,02 mm.

Tolleranze geometriche	Designazione	Simbolo
Di forma	Rettilineità	—
	Planarità	⏥
	Circolarità	○
	Cilindricità	⌭
Di posizione	Inclinazione	∠
	Parallelismo	//
	Normalità	⊥
	Concentricità e coassialità	◎
	Simmetria	⌯

Tab. 2-19 Indicazione della simbologia relativa alle più importanti tolleranze geometriche di forma e di posizione delle superfici (tratta da UNI 7226).

ISBN 88-408-1028-5

Il controllo di queste tolleranze viene oggi sempre più diffusamente effettuato con le *macchine di misura a controllo numerico* (cap. 10).

Per quanto riguarda la relazione tra tolleranze di forma o posizione con quelle dimensionali, è opportuno notare che la norma ISO 8015 stabilisce il principio di indipendenza, in questi termini: *ciascuna prescrizione dimensionale o geometrica specificata su un disegno deve essere rispettata in se stessa (in modo indipendente), salvo non sia specificata una relazione particolare. Pertanto, in mancanza di indicazioni specifiche, la tolleranza geometrica si applica senza tener conto della dimensione dell'elemento e le due prescrizioni sono trattate come prescrizioni tra loro indipendenti.*

Ciò significa che una tolleranza dimensionale riguarda unicamente le dimensioni locali di un elemento, misurate tra due punti, mentre non riguarda i suoi errori di forma. Ad esempio, se sul disegno sono riportate le tolleranze dimensionali e geometriche indicate nella figura 2-50*a* e viene riportata la dicitura *tolleranze secondo UNI ISO 8015*, il pezzo riportato nella figura 2-50*b* deve essere considerato accettabile.

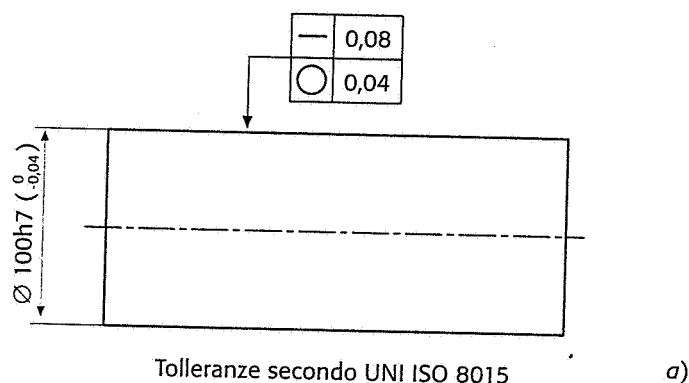
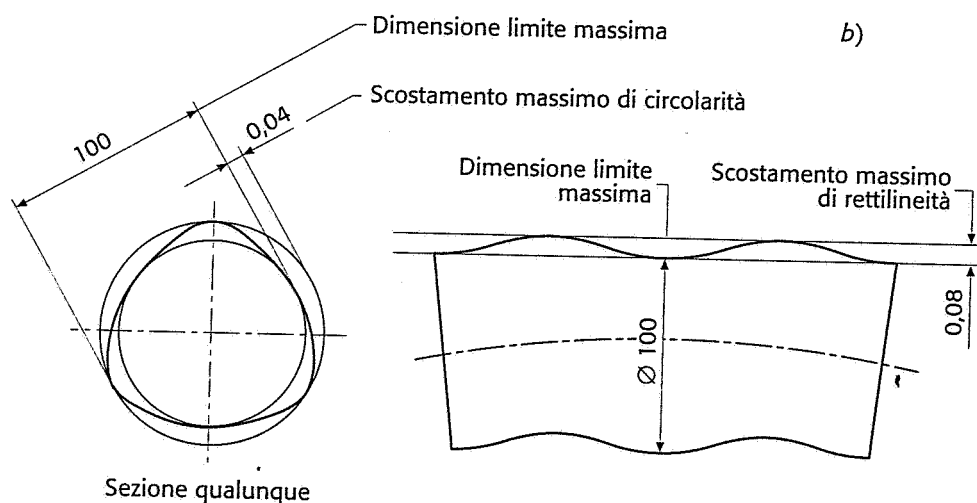
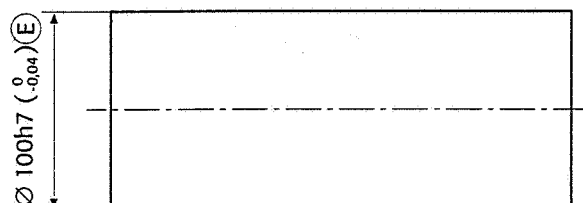
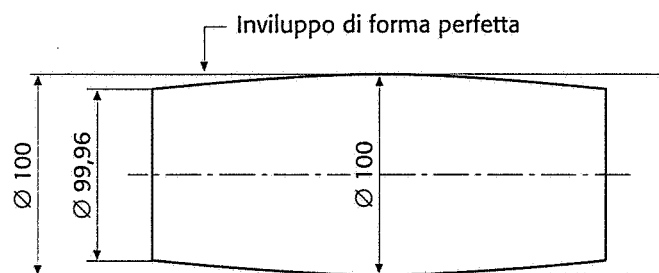
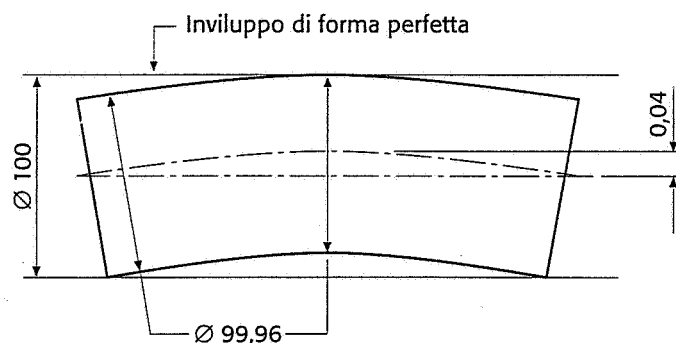



Fig. 2-50 Esempio di conseguenza del principio di indipendenza.
a) Indicazioni di tolleranze dimensionali e geometriche nel disegno.
b) Pezzo accettabile.

La norma ISO 2768/2 introduce anche il modo di prescrivere tolleranze geometriche generali.

La stessa norma prevede però che il progettista possa richiedere una *relazione* fra tolleranze dimensionali e geometriche. Ciò può essere fatto in due modi:

ISBN 88-408-1028-5

- utilizzando il concetto di *inviluppo*, da indicarsi con la *lettera E cerchiata* posta dopo la tolleranza dimensionale. Con riferimento alla figura 2-51, la quotatura significa che il diametro del perno misurato tra due qualunque coppie di punti deve rientrare nella tolleranza indicata e *inoltre* che tutto il perno, in presenza di errori di forma, debba rimanere compreso nel cilindro ideale avente diametro corrispondente a quello dello scostamento superiore. Ciò significa anche che, se il diametro del perno fosse in tutti i punti pari a quello massimo ammesso dalla tolleranza dimensionale, non sarebbero ammessi errori di forma.

Fig. 2-51 Interpretazione di una tolleranza dimensionale secondo il principio dell'inviluppo.
a) Indicazione nel disegno.
b) Esempio di pezzi accettabili, in presenza di errori di forma.

- utilizzando il *principio del massimo materiale* (norma ISO 2692), secondo il quale, se le dimensioni *reali* di un componente sono inferiori a quelle di massimo materiale (cioè diametro corrispondente allo scostamento superiore per un albero e allo scostamento inferiore per un foro), le tolleranze geometriche eventualmente indicate possono essere aumentate pur continuando a garantire l'accoppiamento. Tale aumento è tuttavia limitato dalla *condizione virtuale* cioè dalla configurazione della forma ideale consentita dalla combinazione delle tolleranze geometriche con le condizioni di massimo materiale. Ovviamente l'applicazione di questo principio permette di diminuire i costi di fabbricazione. Esso viene indicato sui disegni con *il simbolo M cerchiato* all'interno dell'indicazione di tolleranza geometrica. Si consideri ad esempio il perno riportato nella figura 2-52*a*: secondo le indicazioni a disegno possono esse

considerati accettabili tutti i perni le cui dimensioni ed errori di forma si trovano tra le due situazioni estreme riportate nella figura 2-52*b* (condizioni di massimo materiale combinate con il massimo errore di forma ammesso) e nella figura 2-52*c* (condizione di minimo materiale ed errore di forma aumentato fino al raggiungimento della dimensione virtuale).

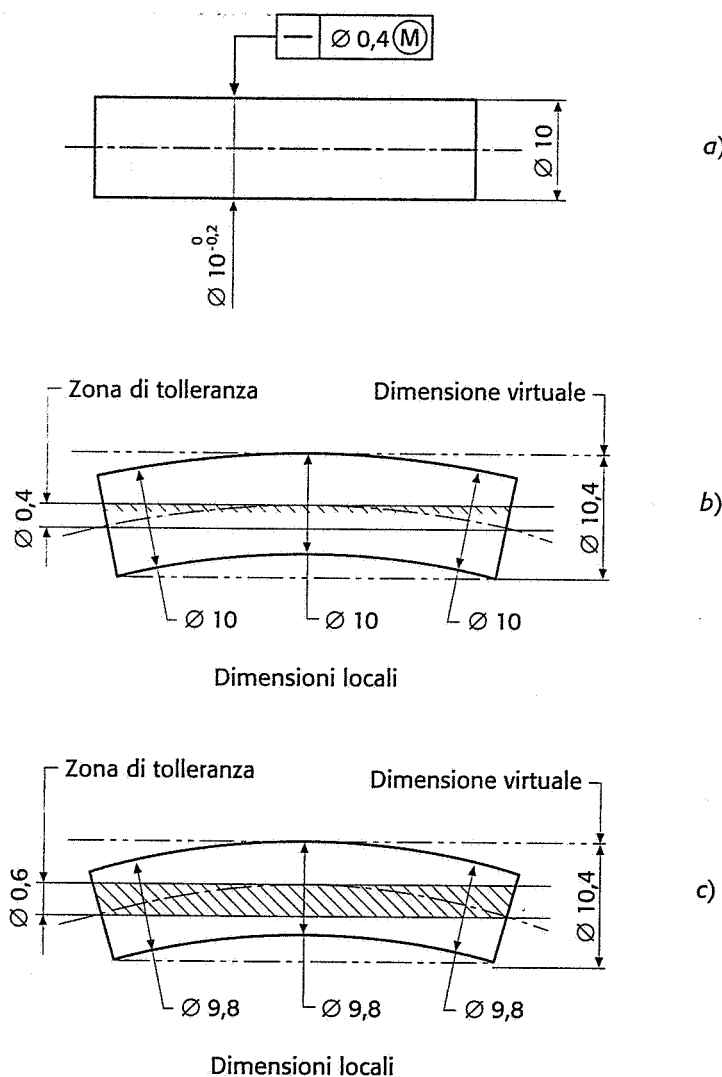



Fig. 2-52 Esempio di applicazione del principio del massimo materiale.

2-7 Lo studio delle tolleranze nella progettazione

L'attribuzione delle tolleranze ai componenti di un complessivo meccanico non è un compito semplice, in quanto si tratta di trovare il miglior compromesso tra le esigenze *funzionali* (che richiedono giochi o interferenze compresi entro limiti ben definiti) e le esigenze di *fabbricazione*, i cui costi aumentano con il restringersi del campo di tolleranza, sia per la necessità di usare processi adatti sia per la maggior possibilità di scarti.

Da un punto di vista logico lo studio delle tolleranze può essere schematizzato in due processi:

- L'*analisi delle tolleranze*, consistente nell'analisi dell'effetto delle tolleranze *già assegnate* ai singoli elementi di un complessivo sulla funzionalità globale del complessivo, identificata da una o più *fun-*

ISBN 88-408-1028-5

zioni di progetto (per esempio il gioco massimo e minimo agli estremi di una catena cinematica).

- La *sintesi delle tolleranze* consiste nel processo inverso, cioè nella distribuzione della variazione consentita dalla funzione di progetto tra i vari elementi del complessivo, tenendo conto delle prestazioni, in termini di precisione, dei processi di fabbricazione disponibili.

Sia l'analisi sia la sintesi delle tolleranze possono essere impostate secondo l'approccio *worst case* oppure secondo quello *statistico*.

Nel primo caso si fa riferimento al caso peggiore (*worst case*), in cui cioè si considera la possibilità di formare accoppiamenti con 2 componenti aventi quote ai limiti del campo di tolleranza. Tale evento è altamente improbabile, ma l'approccio garantisce che il 100% dei pezzi prodotti e rientranti nelle tolleranze previste potranno essere accoppiati, cioè si garantisce la completa intercambiabilità. Tale garanzia viene ottenuta però a spese di una maggior precisione di lavorazione e quindi a costi più alti. Questo approccio è quello attualmente previsto dalle norme UNI.

In termini matematici, *la tolleranza t_r di una quota risultante da una catena di quote tollerate è la somma delle tolleranze t_i delle singole quote* cioè

$$t_r = \sum t_i \qquad (2\text{-}19)$$

Nel secondo caso si parte dal presupposto che ogni dimensione di un pezzo, essendo realizzata o su macchine diverse o sulla stessa macchina in tempi diversi, sia una variabile statistica con distribuzione di tipo gaussiano. In particolare si ipotizza che l'intervallo di tolleranza sia centrato intorno al valore medio μ, rappresentato dalla quota nominale, e abbia un'ampiezza t funzione della deviazione standard σ della distribuzione (tipicamente $t = 6\sigma$).

Nel caso di una catena di tolleranze si applica il concetto che la variabile somma di variabili statistiche indipendenti (le singole quote) che seguono una distribuzione normale, segue una distribuzione normale la cui varianza è la somma delle varianze delle singole variabili. In questo caso si ha quindi:

$$t_r = \sqrt{\sum t_i^2} \qquad (2\text{-}20)$$

Questo approccio comporta tolleranze più ampie e quindi costi di fabbricazione minori, anche se con il rischio di una piccola percentuale di scarti (pari a 0,27% nel caso $t = 6\sigma$).

Illustriamo questi concetti con un semplice esempio di analisi e di sintesi di tolleranze.

Supponiamo che nel complessivo illustrato nella figura 2-53, per i vari componenti siano già state fissate le tolleranze indicate; la funzione di progetto è il gioco g. Il procedimento di *analisi* delle tolleranze consiste quindi nel controllare quale campo di variazione avrà questo gioco. Secondo l'approccio *worst case* risulta:

$$t_r\,(g) = \sum t_i = 0{,}1 + 0{,}2 + 0{,}2 = 0{,}5 \text{ mm}$$

Il valore del gioco è quindi:

$$g = 1 \pm 0{,}25 \text{ mm}$$

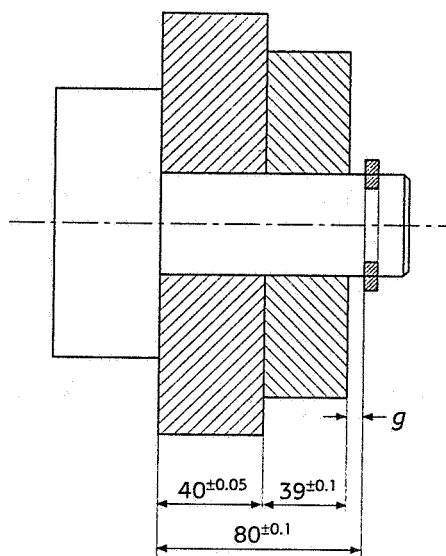



Fig. 2-53 Procedimento di analisi delle tolleranze: il gioco *g* è la funzione di progetto. Occorre controllare l'effetto delle tolleranze presenti in tale funzione.

Secondo l'approccio statistico risulta invece:

$$t_r = \sqrt{\Sigma t_i^2} = 0{,}3 \text{ mm}$$

Il valore del gioco è quindi

$$g = 1 \pm 0{,}15 \text{ mm}$$

Mentre con l'approccio *worst case* nel 100% dei casi il valore del gioco sarà compreso nel range 0,75-1,25 mm, con l'approccio statistico il gioco sarà compreso nel range 0,85-1,15 nel 99,73% dei casi.

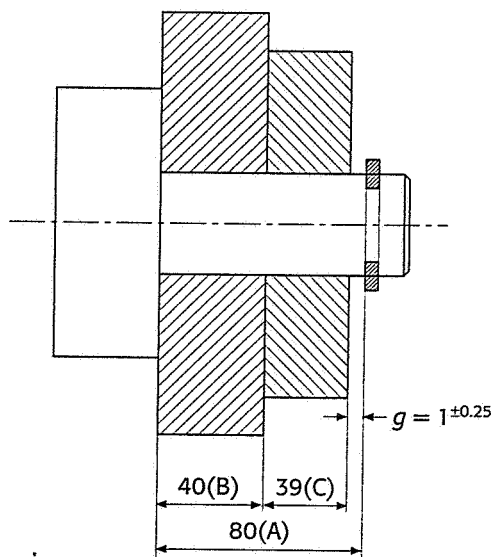



Fig. 2-54 Procedimento di sintesi nelle tolleranze: data una funzione di progetto *g*, occorre determinare le tolleranze sulle quote *A*, *B* e *C*.

Si supponga ora che, nel complessivo riportato nella figura 2-54, la funzione di progetto sia un gioco $g = 1 +0{,}25/-0{,}25$ mm. Si tratta quindi di distribuire questa variazione fra le tolleranze delle quote indicate con A, B e C, in modo da soddisfare tale funzione. È questo un procedimento di *sintesi* delle tolleranze. Indipendentemente dall'approccio *worst case* o *statistico*, esso può essere condotto in vari modi, tra cui i più semplici sono i seguenti:

ISBN 88-408-1028-5

- Metodo di *uguale tolleranza*, consistente nell'attribuire la stessa tolleranza a tutti i componenti della catena di quote. In tale caso la relazione da utilizzare con l'approccio *worst case* è evidentemente la seguente:

$$t_i = t_r / n \tag{2-21}$$

dove n è il numero di quote da tollerare.
Nel caso invece di approccio statistico la relazione da applicare è:

$$t_i = t_r \sqrt{n} \tag{2-22}$$

Nel primo caso si ha la seguente distribuzione:

A = 80 ± 0,08 B = 40 ± 0,08 C = 39 ± 0,08

Nel secondo caso si ha invece:

A = 80 ± 0,14 B = 40 ± 0,14 C = 39 ± 0,14

Da tale semplice esempio si vede come l'approccio *statistico* permetta tolleranze più ampie, seppure con il rischio di piccole percentuali di scarti.

Il metodo di uguale tolleranza, pur essendo di semplice applicazione, non dà in genere buoni risultati in quanto non considera che componenti diversi possano essere fabbricati con processi di diversa precisione e del fatto che, spesso, del complessivo studiato fanno parte componenti standard acquistati sul mercato (ad esempio, cuscinetti) di cui la tolleranza è nota a priori e quindi imposta.

- Metodo di *uguale precisione*, basato sul fatto che le tolleranze da prevedere su ogni elemento sono funzione delle sue dimensioni nominali. In questo caso le relazioni da usare sono le stesse del caso precedente, ma occorre tenere presente che, secondo le norme ISO, la tolleranza su ogni quota è funzione della quota stessa e della qualità di tolleranza IT richiesta, secondo la tabella 2-1 e la relazione (par. 2-4-3)

$$i = 0{,}45 \sqrt[3]{D} + 0{,}001\, D \; (\mu\text{m})$$

approssimabile con la relazione

$$i = 0{,}45 \sqrt[3]{D}$$

per dimensioni fino a 500 mm.

Secondo l'approccio *worst case* si ha:

A = 80 ± 0,1 B = 40 ± 0,075 C = 39 ± 0,075

Mentre secondo l'approccio *statistico* si ha:

A = 80 ± 0,16 B = 40 ± 0,13 C = 39 ± 0,13

Nel caso generale di complessivi relativi a prodotti industriali il problema dello studio delle tolleranze diventa arduo, se effettuato manualmente come nell'esempio precedente. Tuttavia sono disponibili dei software commerciali, integrati con quelli di progettazione CAD, che permettono di effettuare analisi e sintesi delle tolleranze in modo semiautomatico: tali software rientrano nell'area del *Computer Aided Tolerancing* (CAT).

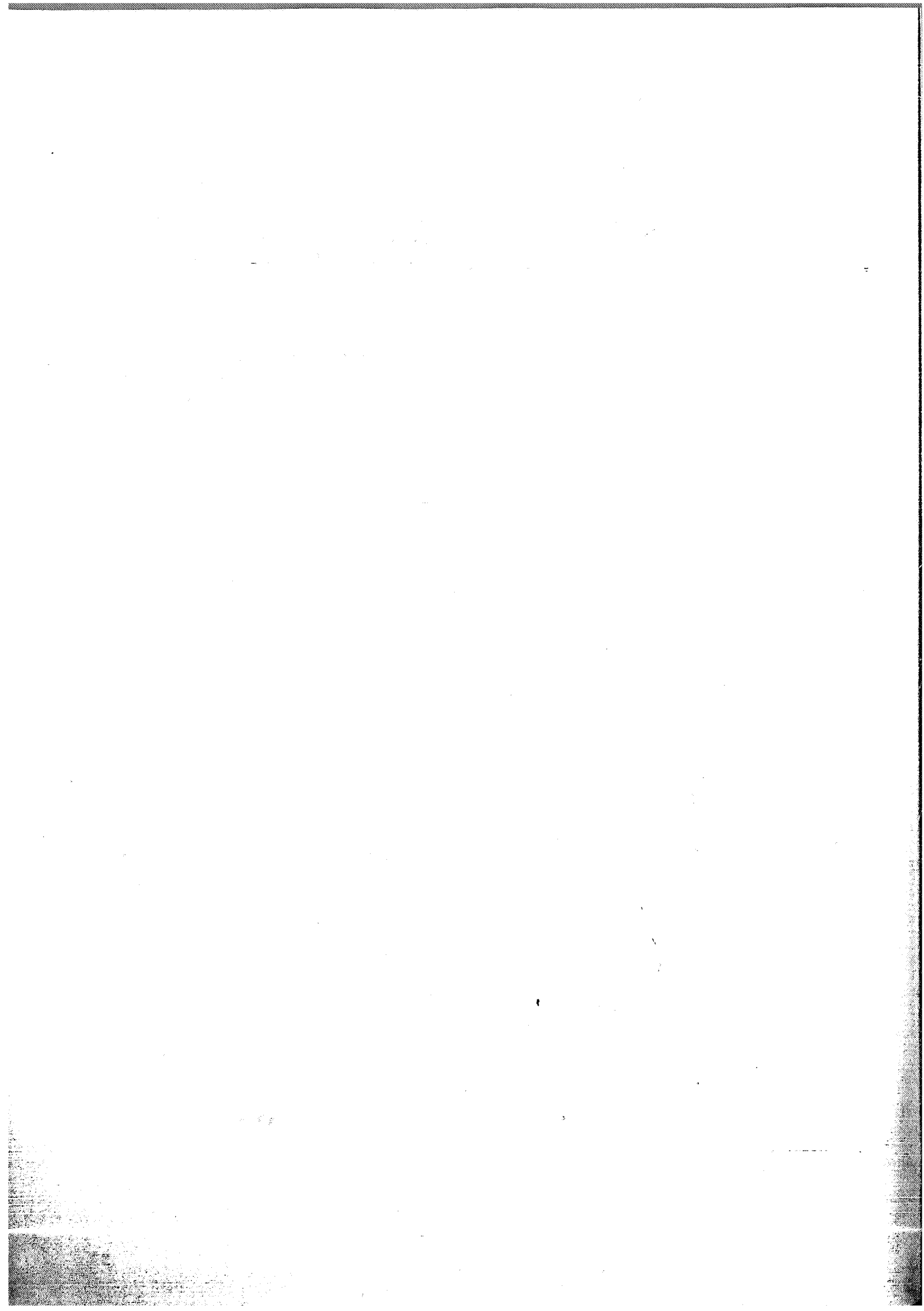
2-8 Bibliografia

Santochi, M., *Nuovi orientamenti nella misura della qualità geometrica della superficie lavorata*, Tipografia Editrice Pisana, Pisa 1978.

Tantussi, G., Santochi, M., *Impiego dei filtri digitali nella misura della rugosità*, «Rassegna di Meccanica», settembre 1992, n° 9.

Whitehouse, D.J., *Handbook of surface metrology*, IOP Ltd, 1994

Zhang, C, Wang B., *Tolerancing for design and manufacturing*, Handbook of design, manufacturing and automation, John Wiley & sons.

Norme ISO e UNI

3 Il prodotto da fabbricare e lo studio dei materiali

3-1 Generalità

La moderna azienda meccanica ha a disposizione molti materiali adatti per la fabbricazioni di componenti, tra cui: acciai e ghise, materiali metallici non ferrosi, quali leghe leggere di alluminio e magnesio, leghe di rame e di nichel, leghe di titanio, ecc., materie plastiche termoplastiche e termoindurenti, materiali ceramici, materiali compositi. Una prima selezione tra i materiali disponibili viene fatta sulla base delle *proprietà meccaniche* quali resistenza, durezza, resilienza, resistenza al creep, ecc. e, in molte applicazioni, in base al rapporto resistenza meccanica/peso. Ulteriori motivi di scelta sono le *proprietà fisiche* quali densità, calore specifico, proprietà elettriche e magnetiche. Nel caso che il componente lavori in ambiente ostile, vengono anche considerate le *proprietà chimiche* quali ad esempio la resistenza alla corrosione. Inoltre l'aspetto della *riciclabilità* aumenta sempre di importanza alla luce delle esigenze di una produzione sostenibile.

A parità di caratteristiche tecniche (e disponibilità) la scelta viene fatta in base a *criteri economici*, spesso legati al tipo di processo di fabbricazione usato.

Per esempio il costo in peso dei getti in acciaio è circa doppio rispetto a quello dei getti in ghisa, mentre quello di ottoni, bronzi e leghe leggere è circa il quadruplo. Se si considera invece il costo in volume, mentre rimangono praticamente invariati i rapporti, rispetto alla ghisa, di acciai, ottoni e bronzi, il costo dei getti in lega di alluminio è soltanto di poco superiore e diviene competitivo se si sfrutta la possibilità di ottenere, nei getti in lega leggera, spessori inferiori a quelli dei getti in ghisa. Si comprende quindi il vantaggio delle leghe di alluminio, considerando anche la possibilità della loro utilizzazione sia in forma di greggi (getti in terra, getti in conchiglia per gravità e sottopressione, stampati a caldo o a freddo) sia in forma semilavorati (laminati, estrusi, trafilati). Pochi altri materiali metallici si trovano in queste vantaggiose condizioni: così, ad esempio, l'acciaio dolce è ottenibile in tutte le forme sopra menzionate, ma non per fusione in conchiglia, mentre la ghisa è ottenibile praticamente soltanto mediante fusione in terra e, molto raramente, in conchiglia per gravità.

Se, ancora dal punto di vista economico, si confronta l'uso dei greggi con quello dei semilavorati, questi ultimi, essendo caratterizzati dalla loro produzione di massa, sono sempre più economici, a parità di ulteriore lavorazione, per trasformarli in prodotto finito.

ISBN 88-408-1028-5

Il *costo di fabbricazione* è legato anche a un altro importante fattore da tenere ben presente nella scelta del materiale: cioè la *lavorabilità* (“*machinability*”) definibile come il tempo necessario per asportare, sotto forma di truciolo, un certo volume di sovrametallo. Per esempio, da questo punto di vista, la lavorazione dell’alluminio e sue leghe è la meno costosa, mentre quella del bronzo e dell’ottone costa circa il doppio, quella della ghisa quattro volte e cinque volte circa quella dell’acciaio. Possiamo allora affermare che, a parità di altre condizioni, ai getti in ghisa (che sono i più economici nel caso in cui non vi sia o sia minimo il sovrametallo da asportare) sono, in linea di massima, da preferire quelli in lega leggera quando si debba asportare un discreto sovrametallo e/o sia possibile realizzarli con un volume alquanto inferiore.

Inoltre è da mettere in evidenza l’influenza, sul metodo di fabbricazione del greggio, del numero di esemplari da fabbricare.

Considerando, ad esempio, un elemento che può essere realizzato in acciaio di getto o per stampaggio a caldo, nel caso di fabbricazione in piccola o piccolissima serie, il costo degli stampi rende proibitiva la seconda soluzione, che diviene economicamente vantaggiosa per grandi serie, in quanto il costo degli stampi viene ammortizzato su un grande numero di pezzi fabbricati.

Nei paragrafi che seguono vengono richiamate le principali caratteristiche degli acciai e le designazioni più usate per i materiali metallici di comune impiego. Ulteriori informazioni sugli altri materiali di interesse industriale meccanico sono reperibili nella vasta letteratura disponibile.

3-2 Gli acciai comuni e speciali nella fabbricazione degli elementi meccanici. Brevi richiami sulla simbologia unificata

Gli acciai si suddividono in due gruppi fondamentali:

- *acciai designati in base alle loro caratteristiche meccaniche o di impiego;*
- *acciai designati in base alla loro composizione chimica.*

Quando occorra, alla simbologia di designazione dei vari sottogruppi di acciai, possono essere aggiunti:

- il simbolo dell’elemento chimico la cui presenza conferisce all’acciaio proprietà particolari;
- una o più sigle convenzionali di riferimento indicanti il trattamento termico subito[1]:

  TA = ricottura di distensione;
  TB = ricottura di coalescenza;
  TC = ricottura completa;
  TD = normalizzazione;
  TE = normalizzazione e rinvenimento di distensione;

1. L’indicazione del trattamento termico deve sempre seguire i simboli di tutte le altre indicazioni.

TF = bonifica;
TG = austenitizzazione;

oppure un requisito particolare; ad esempio, la lettera K seguita da una seconda lettera maiuscola indica proprietà particolari di utilizzazione:

KD = acciaio adatto alla deformazione plastica a freddo;
KQ = acciaio adatto alla bordatura;
KR = acciaio adatto alla produzione di tubi saldati;
KU = acciaio adatto alla costruzione di utensili;
KW = acciaio adatto all'impiego ad alte temperature;

mentre la lettera F seguita da una seconda lettera maiuscola indica il modo di disossidazione dell'acciaio:

FU = acciaio effervescente[2];
FN = acciaio non effervescente calmato e semicalmato;
FF = acciaio calmato a grano fine.

Gli acciai, quando non sia indicata la sigla relativa al trattamento termico subito, sono forniti per l'utilizzazione allo stato grezzo di fabbricazione (laminazione, fucinatura, ecc.).

La simbologia italiana degli acciai è riportata nella tabella UNI EU 10027.

3-2-1 Acciai designati in base alle loro caratteristiche meccaniche

Questi acciai sono utilizzati allo stato grezzo di laminazione; solo per casi particolari può essere richiesta una ricottura di normalizzazione.

Acciai designati in base alla loro utilizzazione Esempi:

Fe G 500 = acciaio in getti (G) avente carico di rottura a trazione $R_m \geq 500$ MPa;

Fe G 450TD = acciaio in getti (G) avente carico di rottura a trazione $R_m \geq 450$ MPa, allo stato normalizzato (TD);

Acciai designati in base al valore minimo del carico di rottura a trazione Esempi:

Fe 700 = acciaio avente carico di rottura a trazione $R_m \geq$ 700 MPa;

Fe 520Pb = acciaio al piombo (Pb), avente carico di rottura a trazione $R_m \geq 520$ MPa;

Fe 600TD = acciaio avente carico di rottura a trazione $R_m \geq$ 600 MPa allo stato normalizzato (TD).

---

2. Acciaio *effervescente*: è quello che viene colato in lingotteria senza aver subito la disossidazione; acciaio *calmato*: è quello che viene colato in lingotteria dopo aver subito la completa disossidazione mediante aggiunta di sostanze speciali (ad es.: Al).

ISBN 88-408-1028-5

Acciai designati in base al valore minimo del carico unitario di snervamento Esempi:

Fe E 320 = acciaio avente carico di unitario di snervamento (E): $R_s \geq 320$ MPa;

Fe E 370Cr = acciaio al cromo (Cr) avente carico unitario di snervamento (E): $R_s \geq 370$ MPa;

FeE350MnTD = acciaio al manganese (Mn) avente carico unitario di snervamento (E): $R_s \geq 350$ MPa; allo stato di trattamento termico: TD = ricottura di normalizzazione.

3-2-2 *Acciai designati in base alla loro composizione chimica*

Questi acciai si suddividono in tre sottogruppi fondamentali:

- acciai non legati designati in base alla percentuale di carbonio;
- acciai debolmente legati;
- acciai legati.

Acciai non legati designati in base alla percentuale di carbonio (%C × 100) Esempi:

C 40 = acciaio non legato avente percentuale media di carbonio: C = 0,4%;

C 35 Pb = acciaio non legato, al piombo (Pb), avente percentuale media di carbonio: C = 0,35%;

C G 50[3] = acciaio non legato per getti (G) avente percentuale media di carbonio: C = 0,5%;

C 10 TE = acciaio non legato avente percentuale media di carbonio: C = 0,1 %, allo stato di trattamento termico TE = normalizzazione e rinvenimento di distensione;

C 110 KU = acciaio non legato per utensili (KU) avente percentuale media di carbonio: C = 1,1%;

C 150 KU TB = acciaio non legato per utensili (KU) avente percentuale media di carbonio: C = 1,5%, allo stato di trattamento termico TB = ricottura di coalescenza.

Acciai debolmente legati In questi acciai il tenore di ogni elemento in lega è minore del 5%. La designazione obbligatoria comprende: %C × 100, seguita dai simboli degli elementi in lega che caratterizzano l'acciaio e da % degli elementi in lega, che superano una percentuale minima, moltiplicata per un coefficiente moltiplicativo come da tabella 3-1. La designazione facoltativa è la stessa degli esempi precedenti.

---

3. Il simbolo iniziale C può essere seguito come in questo esempio, da una lettera maiuscola indicante l'impiego al quale l'acciaio è destinato:
B = acciaio per bulloneria; *D* = acciaio per vergella; *G* = acciaio per getti.

Simbolo chimico dell'elemento	Fattore moltiplicativo
Co; Cr; Mn; Ni; Si; W	4
Al; Be; Cu; Mo; Nb; Pb; Ta; Ti; V	10
N; P; S	100
B	1000

Tab. 3-1 Fattore moltiplicativo della percentuale dei principali elementi in lega negli acciai debolmente legati.

Esempi:

18 Ni Cr 16 = acciaio debolmente legato con percentuale media di carbonio C = 0,18% e di Ni = 4%; la percentuale di Cr non è precisata;

38 Ni Cr Mo 4 Pb TF = acciaio debolmente legato al nichel-cromo-molibdeno, contenente Pb per migliorarne le caratteristiche di lavorabilità, con percentuale media di C = 0,38%, di Ni = 1%; percentuali di Cr e Mo non precisate; allo stato di trattamento termico TF = bonificato;

115 W 4 KU = acciaio debolmente legato per utensili (KU) avente percentuale media di C = 1,15% e di W = 1%;

30 Cr AL Mo 5 10 = acciaio debolmente legato avente percentuale media di C = 0,3%, di Cr = 1,25%, di Al = 1%; percentuale di molibdeno non precisata;

100 W Cr 4 KUTE = acciaio debolmente legato per utensili (KU) avente percentuale media di C = 1%, di W = 1%; percentuale di Cr non precisata; allo stato di trattamento termico TE = normalizzazione e rinvenimento di distensione.

Acciai legati In questi acciai il tenore di almeno un elemento di lega è uguale o maggiore del 5%. La designazione obbligatoria comprende nell'ordine:

- il simbolo iniziale X, seguito dalla lettera G nel caso di acciaio per getti;
- la percentuale media di carbonio × 100;
- i simboli degli elementi chimici o in lega che caratterizzano l'acciaio;
- la percentuale media degli elementi chimici fondamentali presenti nell'acciaio.

Esempi:

X 10 Cr Ni 1808 = acciaio legato avente percentuale media di C = 0,1%; percentuale media di Cr = 18%; percentuale media di Ni = 8%;

ISBN 88-408-1028-5

X 150 Cr Mo 12 KUTC = acciaio legato avente percentuale media di C = 1,5%; percentuale media di Cr = 12%; percentuale di molibdeno non precisata; adatto alla costruzione di utensili (KU); allo stato di trattamento termico TC = ricottura completa;

X 75 W 18 KU = acciaio legato, da utensili (KU), avente percentuale media di C = 0,75%; percentuale media di W = 18%;

X 80 WCo 1810 KUTE = acciaio legato, da utensili (KU), avente percentuale media di C = 0,8%; percentuale media di W = 18%; percentuale media di Co 10%; allo stato di trattamento termico TE normalizzazione e rinvenimento di distensione;

X 150 W Co V 130505 = acciaio legato avente percentuale media di C = 1,5%; percentuale media di W = 13%; percentuale media di Co = 5%; percentuale di V = 5%.

3-3 Effetti degli elementi in lega sulle caratteristiche degli acciai

Carbonio Aumentando la percentuale di carbonio aumenta la durezza, il carico di rottura a trazione R_m, la resistenza all'usura e la temprabilità; diminuisce però contemporaneamente la plasticità a freddo e (meno) a caldo, la tenacità, la saldabilità e la lavorabilità alle macchine utensili, caratteristiche queste ultime che risultano notevolmente inferiori a quelle di acciai di pari durezza legati con elementi speciali.

Inoltre l'elevata velocità critica di raffreddamento degli acciai semplici al carbonio, che rende impossibile temprare in profondità pezzi di dimensioni notevoli, ne limita l'uso nella tecnologia moderna.

Manganese Il manganese è presente in tutti gli acciai in piccole percentuali (≤0,7%) proveniente sia dai minerali di partenza, sia dai materiali impiegati nel processo di fabbricazione.

Il manganese in parte si discioglie nel ferro e in parte si combina col carbonio formando il carburo Mn_3C che ha proprietà molto simili al Fe_3C presente nell'acciaio.

Provoca aumento del carico di rottura R_m e della durezza dell'acciaio, sia allo stato ricotto che bonificato, senza pregiudicare la resilienza. Provoca diminuzione della velocità critica di raffreddamento (fig. 3-1) ciò che permette di temprare fino al cuore pezzi di dimensioni notevoli e rende possibile usare, per la tempra, mezzi di raffreddamento meno energici dell'acqua, con tutti i vantaggi che ne derivano.

Aumentando la percentuale di manganese si verifica un allargamento del campo di esistenza dell'austenite (fig. 3-2).

Con tenori di $Mn > 12\%$ gli acciai divengono stabilmente austenitici a temperatura ambiente per il forte aumento della capacità di sottoraffreddamento del ferro contenente manganese.

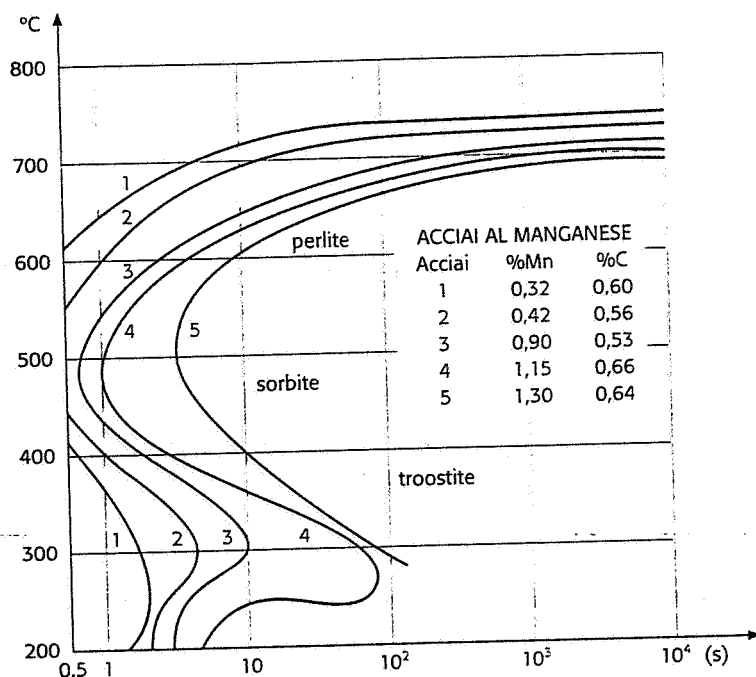



Fig. 3-1 Influenza del manganese sulle curve TTT di un acciaio.

Con l'aumentare della percentuale di manganese si ha però un aumento della sensibilità al surriscaldamento[4]. Ciò è probabilmente dovuto alla maggior velocità di soluzione dei carburi nell'austenite e alla conseguente rapida scomparsa dei germi ostacolanti l'ingrossamento del grano.

Si ha inoltre un forte aumento della fragilità di rinvenimento per cui occorre raffreddare i pezzi (dopo rinvenimento a temperature >550 °C) in olio o in acqua.

Silicio Il silicio entra in soluzione solida col ferro e forma anche dei composti intermetallici (siliciuri: $Fe\,Si$; Fe_2Si; $Fe_3\,Si$; $Fe_3\,Si_2$).

Insieme al manganese è presente in tutti gli acciai in quantità relativamente modeste (>0,4%) per la sua azione disossidante.

Il silicio, introdotto nell'acciaio, provoca le seguenti variazioni di proprietà:

- aumento del carico di rottura R_m, ma soprattutto del limite elastico R_e, in tutte le condizioni di trattamento termico;
- aumento della resistenza all'usura;
- diminuzione della velocità critica di raffreddamento e conseguente aumento di temprabilità;

4. Il surriscaldamento consiste in un ingrossamento del grano austenitico, durante il trattamento di tempra, per l'uso di una temperatura di riscaldamento troppo elevata o per mantenimento alla temperatura di tempra per un tempo eccessivamente lungo. Il fenomeno è messo in evidenza dalla presenza dei contorni del grano austenitico nella struttura martensitica conseguente alla tempra.
L'inconveniente riveste importanza dal punto di vista economico in quanto il materiale può essere rigenerato mediante un trattamento termico di normalizzazione; dopodiché può essere ripetuto il trattamento di tempra.
Si ritiene che il surriscaldamento sia, come la bruciatura, un fenomeno dovuto al verificarsi di una segregazione non metallica (solfuri) al contorno del grano austenitico.

ISBN 88-408-1028-5

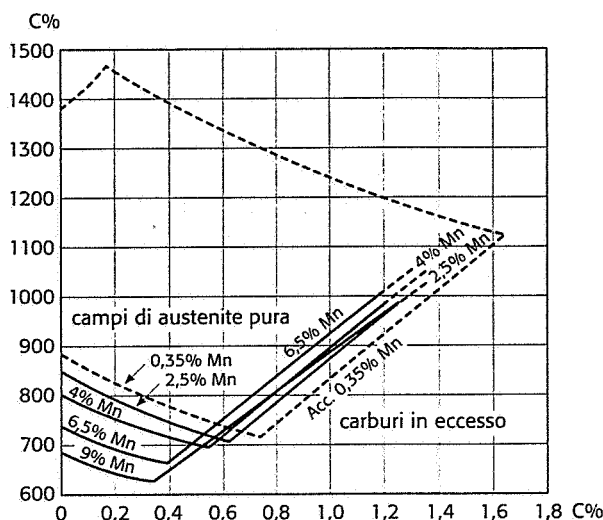



Fig. 3-2 Influenza della percentuale di Mn sulla variazione del campo austenitico nell'acciaio.

- diminuzione della capacità di deformazione a caldo, di importanza quasi trascurabile per i tenori di silicio di comune utilizzazione;
- diminuzione notevole della deformabilità a freddo, tanto che una percentuale dello 0,2% di *Si* ha già sensibile influenza sul comportamento all'imbutitura dell'acciaio;
- resistenza all'ossidazione a caldo, particolarmente notevole in presenza di *Cr* e *Al*, dovuto a fenomeni di passivazione.

Con l'aumentare della percentuale di silicio si verifica un restringimento del campo di esistenza dell'austenite (fig. 3-3); si verifica un forte innalzamento della temperatura corrispondente alla trasformazione A_3 e un contemporaneo rapido abbassamento di quella relativa alla trasformazione A_4; si ha inoltre uno spostamento del punto eutettoide verso tenori più bassi di carbonio.

Il silicio fa aumentare la tendenza alla grafitizzazione nella lega ferro-carbonio, fenomeno che però assume notevole importanza solo per tenori elevati di carbonio.

Il silicio fa inoltre aumentare la resistenza elettrica dell'acciaio e diminuire le perdite per isteresi.

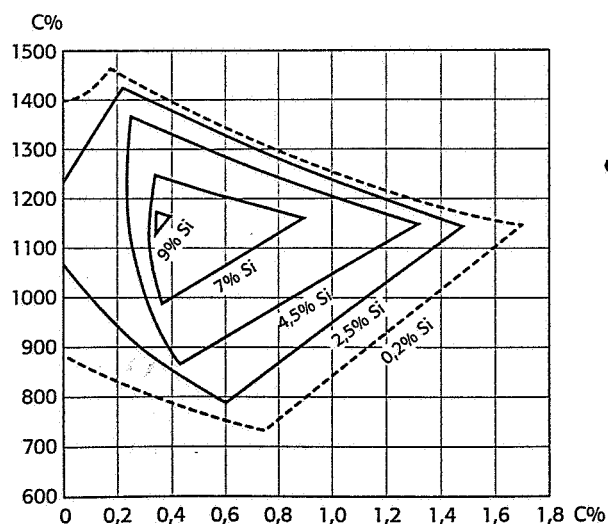



Fig. 3-3 Influenza della percentuale di Si sulla variazione del campo austenitico nell'acciaio.

Nichel In qualsiasi stato di trattamento termico dell'acciaio il nichel si trova sempre disciolto nella matrice (è infatti completamente solubile sia nel ferro α sia nell'austenite).

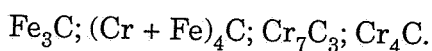
L'influenza del nichel sulle proprietà dell'acciaio è qualitativamente analoga a quella esercitata dal manganese, quantitativamente è meno sensibile: infatti, perché gli acciai divengano stabilmente austenitici a temperatura ambiente (per il forte aumento della capacità di sotto raffreddamento del ferro γ contenente nichel), sono necessari tenori di Ni $\geq 25\%$.

Così come il manganese (fig. 3-2), anche il nichel provoca uno spostamento del punto eutettoide verso tenori più bassi di carbonio e un abbassamento del punto di trasformazione.

La presenza del nichel nell'acciaio provoca, da un punto di vista pratico, le seguenti variazioni di proprietà:

- aumento del carico di rottura R_m e della durezza dell'acciaio allo stato ricotto e bonificato senza influenzare la resilienza; ciò dipende dall'effetto indurente dell'elemento disciolto nella matrice;
- diminuzione della velocità critica di raffreddamento con conseguente aumento di temprabilità (di entità però inferiore a quello provocato dal manganese);
- diminuzione della sensibilità al surriscaldamento;
- miglioramento della resistenza alla corrosione e della resistenza all'ossidazione a caldo; ciò è dovuto, in piccola parte all'influenza diretta del nichel e in maggior misura al suo effetto stabilizzante sull'austenite contenente altri elementi, più efficaci da questo punto di vista, quali il cromo.

Cromo Il cromo si distribuisce fra i singoli costituenti strutturali dell'acciaio sciogliendosi in parte nella ferrite (provocando una notevole affinazione del grano) in parte nella cementite (Fe_3C) formando, secondo alcuni autori, il carburo doppio $(Cr + Fe)_4C$, e in parte si unisce al carbonio per formare i carburi di cromo Cr_7C_3 e Cr_4C molto stabili anche a temperature elevate. Il cromo, disciolto nella cementite, ne diminuisce la velocità di diffusione, per cui è necessario un tempo di riscaldamento più lungo per portarla in soluzione, mentre è necessaria una temperatura di riscaldamento più elevata per portare in soluzione i carburi di cromo Cr_7C_3 e Cr_4C molto stabili anche a temperature elevate. In un acciaio al cromo si possono quindi avere, secondo gli autori di cui sopra, contemporaneamente presenti i seguenti carburi:

$$Fe_3C;\ (Cr + Fe)_4C;\ Cr_7C_3;\ Cr_4C.$$

Con l'aumentare della percentuale di cromo nell'acciaio si verifica un restringimento del campo di esistenza dell'austenite (fig. 3-4): si ha una variazione delle temperature relative ai punti di trasformazione A_1, A_3, A_4 e si ha inoltre uno spostamento del punto eutettoide verso tenori più bassi di carbonio.

La presenza del cromo nell'acciaio provoca la variazione di molte proprietà, di cui le più importanti possono così riassumersi:

- aumento del carico di rottura R_m senza influenzare sensibilmente la resilienza;
- diminuzione della velocità critica di raffreddamento e conseguente aumento della temprabilità (fig. 3-5);

ISBN 88-408-1026-5

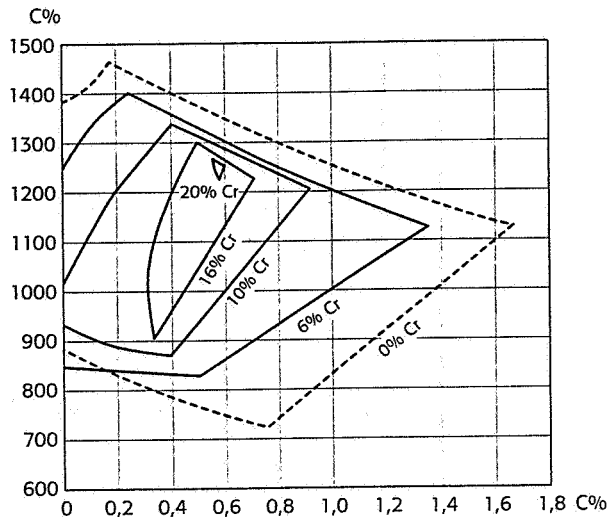



Fig. 3-4 Influenza della percentuale di Cr sulla variazione del campo austenitico nell'acciaio.

- diminuzione della sensibilità al surriscaldamento; è attribuibile alla presenza dei carburi di cromo difficilmente solubili nell'austenite che ostacolano l'ingrossamento del grano alle temperature elevate;
- aumento della durezza e della resistenza all'usura che assumono valori particolarmente elevati per percentuali notevoli di cromo e di carbonio; dipende dalla maggior quantità di carburi liberi, in relazione anche allo spostamento del punto eutettoide verso tenori più bassi di carbonio (vedi ancora fig. 3-4), e dalla notevole durezza della martensite derivata dalla trasformazione di un'austenite ricca di carbonio e di cromo;
- resistenza alla corrosione e all'ossidazione a caldo per i fenomeni di passivazione;
- aumento della durezza superficiale ottenibile per nitrurazione;
- aumento della stabilità al rinvenimento derivante dall'aumentata stabilità della martensite ricca di cromo che, anche a temperature elevate, si decompone con notevole lentezza e dal fatto che i carburi indisciolti finemente suddivisi tendono a coagulare solo con altrettanto notevole lentezza. Per elevati tenori di Cr si può avere,

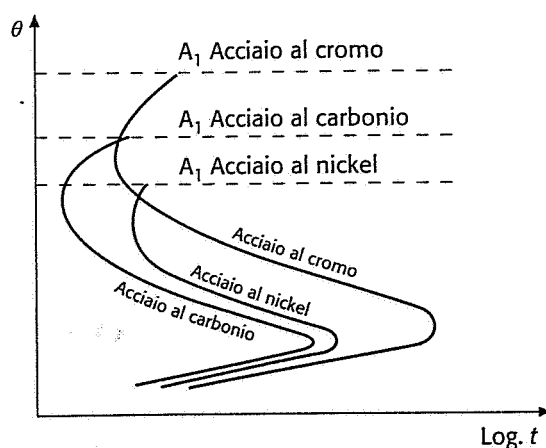



Fig. 3-5 Influenza del nichel e del cromo sulle curve TTT dell'acciaio.

ISBN 88-408-1028-5

col rinvenimento, un aumento della durezza (*durezza secondaria*) dovuta alla decomposizione dell'austenite residua di tempra;

- provoca, però, anche un aumento della fragilità di rinvenimento dell'acciaio.

Tungsteno La maggior parte del tungsteno presente nell'acciaio entra a far parte dei carburi, generando carburo di tungsteno WC, stabile (perché il carburo WC vada in soluzione nell'austenite occorre superare i 1050 °C), e carburi complessi di Fe e W di varia composizione, che possono considerarsi soluzioni solide di W in Fe_3C e, viceversa, di Fe in WC.

È l'elemento fondamentale degli acciai rapidi e di alcuni acciai per lavorazioni a caldo.

Le principali proprietà, derivanti dalla presenza del tungsteno nell'acciaio, possono così riassumersi:

- diminuzione della velocità critica di raffreddamento e conseguente aumento di temprabilità, in misura però nettamente inferiore a quella realizzabile col cromo;
- diminuzione della sensibilità al surriscaldamento, attribuibile, come per il cromo, alla presenza di carburi indisciolti;
- aumento della resistenza a caldo, derivante soprattutto dalla stabilità al rinvenimento che si verifica in misura superiore e per temperature più elevate di quanto non sia possibile ottenere col cromo;
- aumento della durezza e della resistenza all'usura, per gli stessi motivi prima indicati per il cromo.

Molibdeno Sull'acciaio, qualitativamente, ha la stessa influenza esercitata dal cromo e dal tungsteno con formazione di carburi doppi di Fe e Mo, mentre il carburo stabile Mo_3C si forma molto più difficilmente; quantitativamente l'influenza del molibdeno è notevolmente superiore.

Con l'aumentare della percentuale di molibdeno nell'acciaio si verifica un restringimento del campo di esistenza dell'austenite analogo (qualitativamente ma non quantitativamente) a quello riportato in figura 3-4 relativo all'influenza del cromo (fig. 3-6).

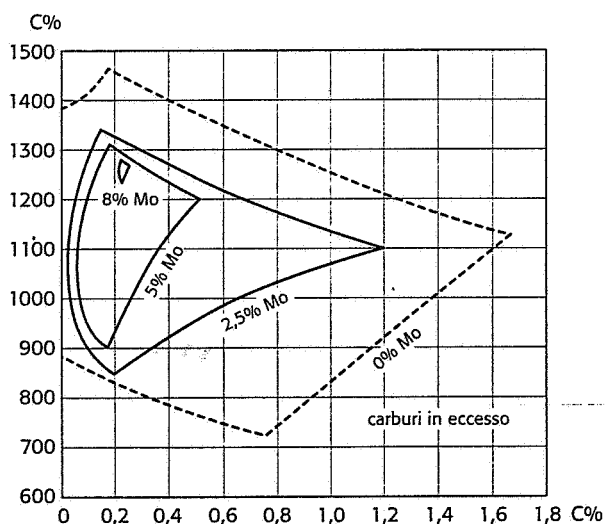



Fig. 3-6 Influenza della percentuale di molibdeno sulla variazione del campo austenitico nell'acciaio.

ISBN 88-408-1028-5

Le principali proprietà, derivanti dalla presenza del molibdeno nell'acciaio, possono così riassumersi:

- diminuzione della velocità critica di raffreddamento con conseguente aumento di temprabilità, in misura nettamente superiore a quella realizzabile col cromo;
- diminuzione della sensibilità al surriscaldo, attribuibile (come per il cromo e tungsteno) alla presenza di carburi indisciolti;
- aumento della stabilità al rinvenimento ottenibile con percentuali dimezzate rispetto a quelle necessarie con il tungsteno;
- aumento della durezza e della resistenza all'usura, per gli stessi motivi prima indicati per il cromo.

Vanadio Introdotto nell'acciaio, dà carburi semplici (V_4C_3), e doppi con Fe, durissimi e molto stabili conferendogli le proprietà caratteristiche che ad esso conferiscono tutti gli elementi che danno luogo alla formazione di carburi (W, Mo, ecc.).

Affina inoltre la struttura migliorando la resistenza all'usura. Allo stato bonificato provoca un notevole aumento delle caratteristiche meccaniche e particolarmente del limite elastico.

Cobalto Ha caratteristiche assai diverse dal W, Mo, ecc.; non dà infatti luogo alla formazione di carburi, ma forma una soluzione solida continua sia nell'austenite sia nella ferrite.

Il cobalto migliora le proprietà di stabilità al rinvenimento e di durezza a caldo proprie della martensite contenente carburi speciali (di W, di Mo, di V, ecc.).

Titanio Il titanio viene aggiunto ad alcuni acciai inossidabili per eliminare il pericolo di fenomeni di corrosione intergranulare. Provoca inoltre un affinamento del grano e ha azione fortemente disossidante e degassificante.

Alluminio Provoca un notevole aumento della durezza ottenibile per nitrurazione e consente di regolare lo spessore dello strato nitrurato. Provoca inoltre un aumento della resistenza all'ossidazione a caldo e della resistenza elettrica. Ha notevoli proprietà disossidanti e di affinamento del grano.

Zolfo Lo zolfo è presente in piccola quantità in tutti gli acciai sotto forma di impurezza proveniente dai minerali di partenza. In quantità di circa 0,1 ÷ 0,3% facilita la lavorabilità alle macchine utensili (acciai automatici allo S), ma provoca un peggioramento delle caratteristiche meccaniche. Salvo il caso particolare sopra menzionato relativo agli acciai automatici, la percentuale dello zolfo negli acciai speciali al carbonio e legati viene generalmente contenuta entro limiti: $S < 0{,}035\%$.

Fosforo Tutti i minerali di ferro contengono fosforo e solo alcuni ne contengono quantità molto piccole. In piccola quantità il fosforo è comunque presente in tutti gli acciai sotto forma di impurezza.

Forma una soluzione solida nel ferro e appartiene al gruppo di elementi che restringono il campo del ferro γ con innalzamento di A_3 e abbassamento di A_4.

Il fosforo tende a dare una fortissima segregazione cristallina durante la solidificazione dell'acciaio: le ultime parti di metallo che solidificano sono sempre le più ricche in fosforo, che non riesce quasi affatto a diffondere e a uniformarsi anche dopo i trattamenti termici e meccanici.

Il fosforo provoca inoltre un aumento della dimensione dei grani causando facile surriscaldamento e grande fragilità a freddo.

In base a quanto sopra detto, la percentuale del fosforo negli acciai speciali al carbonio e legati viene generalmente contenuto entro limiti assai modesti: $P \leq 0{,}04\%$; e l'insieme di zolfo e fosforo è generalmente: $(S + P)_{max} \leq 0{,}07\%$.

Piombo Il piombo è insolubile nel Fe sia in fase liquida sia in quella solida e non forma soluzione solida, miscela eutettica o composto intermetallico con nessun altro dei componenti dell'acciaio.

Viene spesso aggiunto all'acciaio, nel quale si trova disperso sotto forma di particelle di dimensioni mediamente comprese tra 1 μm e 3 μm (talvolta insieme allo zolfo), in percentuali di $0{,}15 \div 0{,}35\%$, allo scopo di aumentarne la lavorabilità alle macchine utensili per asportazione di truciolo (acciai automatici al piombo o allo zolfo-piombo).

3-4 Richiami sui trattamenti termici degli acciai

È opportuno, parlando degli acciai, richiamare brevemente le definizioni relative ai principali trattamenti termici, cominciando anzitutto col dare quella di "trattamento termico".

Per *trattamento termico* si intende un'operazione, o una successione di operazioni, mediante le quali un metallo o una lega metallica vengono assoggettati, al disotto del punto o dell'intervallo di fusione, in ambiente di natura determinata, a uno o più cicli termici (riscaldamento, permanenza a temperatura, raffreddamento) entro temperature e per durate e velocità di variazione della temperatura prefissate, nell'intento di impartire loro determinate proprietà.

3-4-1 Tempra diretta

Consiste in un ciclo termico costituito da un riscaldamento[(5)] alla temperatura di austenitizzazione (zona A in fig. 3-7), da un'adeguata permanenza a detta temperatura[(6)], e da un raffreddamento con velocità superiore alla "velocità critica di tempra" (fig. 3-8)[(7)]. Si ottiene una *struttura martensitica*[(8)].

5. Il riscaldamento deve essere il più possibile uniforme, e quindi lènto, in modo tale da eliminare, o almeno ridurre al minimo, le differenze di temperatura tra zone superficiali e cuore del pezzo, tra sezioni piccole e grosse, perché la diversa dilatazione delle zone a temperatura diversa sarebbe causa di tensioni, distorsioni o anche rotture; non solo, ma l'ingresso non contemporaneo delle diverse zone del pezzo in campo austenitico, col passaggio dal reticolo cubico corpo centrato del ferro α (cella elementare formata da 9 atomi) a quello cubico facce centrate del ferro γ (cella elementare formata da 14 atomi), provoca una forte, improvvisa contrazione non uniforme nelle varie parti del pezzo con conseguenti maggiori pericoli di deformazioni e rotture.

6. La temperatura di austenitizzazione e il tempo di permanenza a detta temperatura dipendono dal tipo di acciaio; devono comunque essere tali da

ISBN 88-408-1028-5

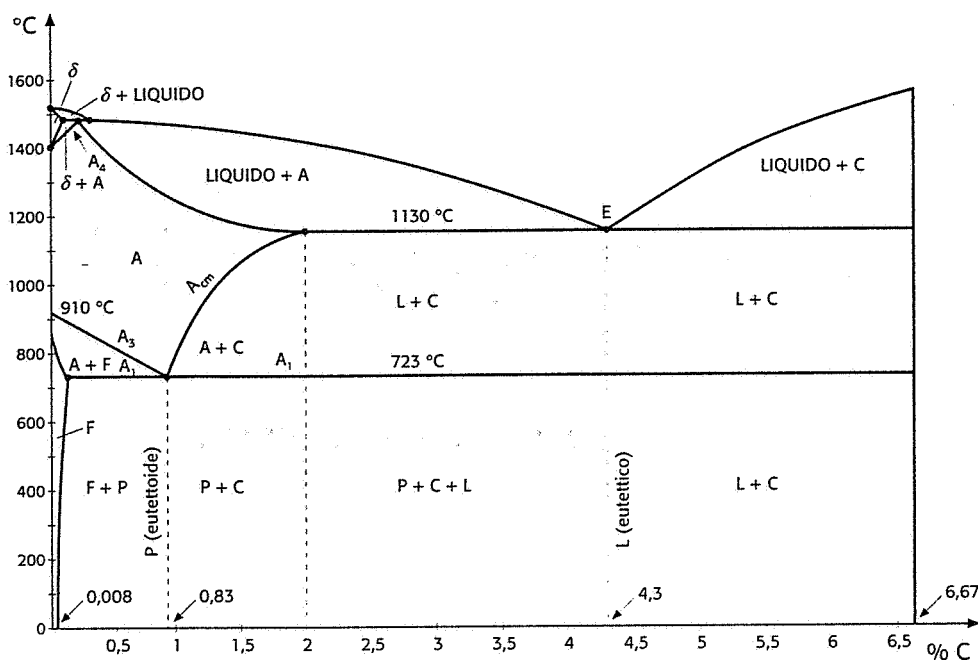



Fig. 3-7 Diagramma ferro-carbonio.
F = ferrite; P = perlite (eutettoide); L = ledeburite (eutettico); C = cementite; A = austenite; δ = soluzione solida di carbonio nel ferro δ; A_1 = punto critico relativo alla trasformazione perlite ⇄ austenite; A_3 = punto critico relativo alla trasformazione ferrite ⇄ austenite, negli acciai ipoeutettoidi: A_{cm} = punto critico relativo alla dissoluzione della cementite nella ⇄ riprecipitazione delle cementite dalla austenite, negli acciaio ipereutettoidi; $A_{c1} = A_{c3}$, $A_{ccm} = A_1$, A_3 A_{cm} al riscaldamento; $A_{r3} = A_{r3}$, $A_{rcm} = A_1$, A_3, A_{cm} al raffreddamento; °C = temperatura (in gradi centigradi); %C = percentuale di carbonio.

Durante il raffreddamento si manifestano nel pezzo tensioni che dipendono dall'azione del mezzo raffreddante e che sono dovute:

- alla contrazione termica dell'acciaio;
- alla differenza di temperatura tra lo strato superficiale e il cuore del pezzo (fig. 3-8);
- all'aumento di volume che accompagna la formazione della martensite;

queste tensioni possono causare deformazioni nel pezzo e anche, nei casi più gravi, provocare incrinature e rotture.

---

consentire la solubilizzazione, non totale ma quasi, della cementite e, eventualmente, di altri carburi e di carburi complessi. La solubilizzazione totale di tutti i carburi non è in generale conveniente perché i residui indisciolti divengono, nel successivo raffreddamento e trasformazione γ-α, germi di ricristallizzazione.
Il tempo il mantenimento alla temperatura di austenitizzazione è di 2÷10 ore dopo riscaldamento fino nel cuore del pezzo, a seconda del tipo di acciaio. Per gli acciai al carbonio alcuni autori consigliano un tempo di mantenimento di 15 minuti ogni 25 mm di spessore; una durata maggiore produrrebbe fragilità.

7. La sovrapposizione diretta delle curve di raffreddamento ai diagrammi TTT non è corretta, ma viene normalmente adottata in quanto fornisce una buona approssimazione, specialmente se si tiene presente che le curve di trasformazione risultano in genere spostate verso destra e in basso (di circa 30 °C) rispetto ai relativi diagrammi TTT; conseguentemente le velocità critiche risultano meno elevate nei trattamenti anisotermici. Così, ad esempio, una tempra diretta di un acciaio risulterà più facile di quanto non lasci prevedere il relativo diagramma isotermico.

8. Martensite o soluzione solida soprassatura di carbonio nel ferro α.

Fig. 3-8 Curve anisotermiche di tempra diretta sovrapposte a un diagramma schematico di trasformazione isotermica relativo a un acciaio eutettoide.
θ = temperatura; t = tempo; M= martensite; B = bainite; A = austenite; P = perlite; M_S = temperatura di inizio della trasformazione martensitica; M_f = temperatura di fine trasmissione martensitica; T_1 = curva di inizio trasformazione isotermica; T_2 = curva di fine trasformazione isotermica; V_c = curva di raffreddamento corrispondente alla velocità critica di tempra (tangente al "naso" della curva di inizio trasformazione; V_1 = curva di raffreddamento corrispondente alle zone superficiali del pezzo; V_2 = curva di raffreddamento corrispondente al "cuore" del pezzo.

3-4-2 Tempra termale o scalare

Consiste in un ciclo termico costituito: da un riscaldamento(5) alla temperatura di austenitizzazione; da un'adeguata permanenza a detta temperatura(6); da un raffreddamento con velocità superiore alla "velocità critica di tempra" fino a una temperatura superiore, ma assai vicina, a M_s(9) (fig. 3-9); da una permanenza a detta temperatura fino a raggiungere l'equilibrio termico del pezzo(10) e, infine, da un raffreddamento (in aria, olio, acqua, ecc.) tale da consentire la formazione pressoché totale della martensite(8).

Questo procedimento ha il vantaggio, rispetto al precedente, di causare minori tensioni e, conseguentemente, deformazioni quasi nulle in quanto consente di eliminare il più importante degli inconvenienti prima lamentati, cioè la differenza di temperatura tra lo strato superficiale e il cuore del pezzo nel momento in cui avviene la trasformazione dell'austenite in martesite. È infatti evidente in figura 3-8 che la parte esterna del pezzo sarà la prima ad attraversare la retta M_s, iniziando la trasformazione martensica; successivamente la trasformazione martensitica avrà inizio anche nella zona centrale del pezzo; poiché, però, alla formazione della martensite corrisponde un aumento di volume, l'espansione della zona centrale sarà ostacolata dallo strato superficiale già in parte martensitico e quindi duro e fragile.

9. La conoscenza della temperatura M_s è di grande importanza per i trattamenti isotermici. Il suo valore può essere determinato approssimativamente con la formula empirica del Carapella:

$$M_s = 500 - 320\ C\% - 33\ Mn\% - 30\ Cr\% - 16\ Ni\% - 10\ (Si\% + Mo\% + W\%)\ (°C) \quad (3\text{-}1).$$

10. Il tempo deve essere tale da non consentire un superamento sensibile della curva di inizio trasformazione.

ISBN 88-408-1028-5

Fig. 3-9 Tempra termale o scalare relativa ad un acciaio ipoeutettoide.
θ = temperatura; t = tempo; M = martensite; B = bainite; F = ferrite; A = austenite; P = perlite; M_s = temperatura di inizio trasformazione martensitica; M_f = temperatura di fine trasmissione martensitica; T_0 = curva di inizio trasformazione isotermica della austenite in ferrite; T_1 = curva di inizio trasformazione isotermica dell'austenite in perlite; V_1 = curva di raffreddamento corrispondente alle zone superficiali del pezzo; V_2 = curva di raffreddamento corrispondente al "cuore" del pezzo.

3-4-3 Tempra isotermica (o intermedia)

Consiste in un ciclo termico costituito da: un riscaldamento(5) alla temperatura di austenitizzazione; da un'adeguata permanenza a detta temperatura(6); da un raffreddamento con velocità superiore alla "velocità critica di tempra" fino a una temperatura superiore, ma vicina, a M_s; da una permanenza a tale temperatura fino a ottenere la trasformazione completa (fig. 3-10) o parziale (fig. 3-11) dell'austenite e, infine, da un raffreddamento più o meno rapido (acqua, olio, aria, ecc.). Nel primo caso (trasformazione completa dell'austenite) si ottiene una struttura formata esclusivamente da *bainite inferiore*. Nel secondo caso (trasformazione parziale dell'austenite) si ottiene una struttura formata da *bainite inferiore* e *martensite*.

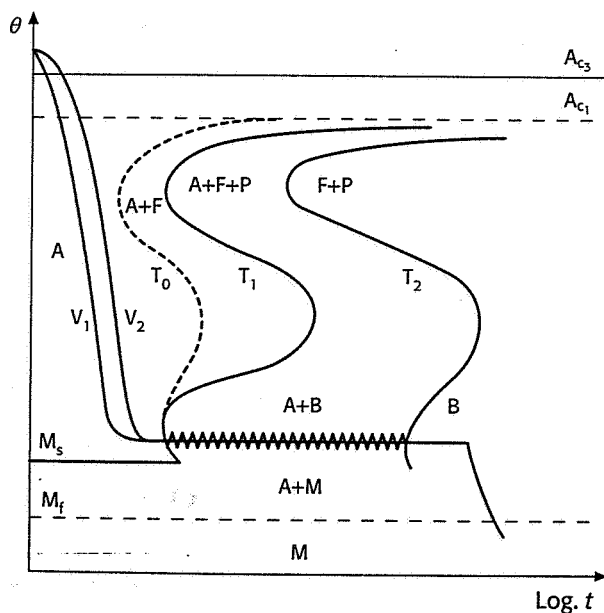



Fig. 3-10 Tempra isotermica (o intermedia) relativa a un acciaio ipoeutteoide con trasformazione completa dell'austenite.

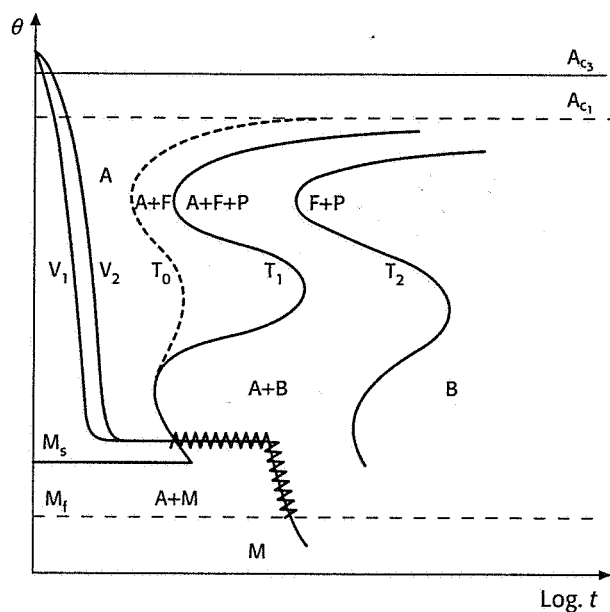



Fig. 3-11 Tempra isotermica (o intermedia) relativa a un acciaio ipoeutteoide con trasformazione parziale dell'austenite.

3-4-4 Solubilizzazione o tempra di austenitizzazione (TG)

Il trattamento termico di solubilizzazione viene anche chiamato tempra di austenitizzazione perché, in generale, si riferisce agli acciai austenitici e ha lo scopo di mantenere l'austenite alla temperatura ambiente, impedendo qualsiasi trasformazione nel corso del raffreddamento.

Consiste in un ciclo termico costituito: da un riscaldamento alla temperatura di austenitizzazione; da un'adeguata permanenza a detta temperatura; da un raffreddamento con velocità superiore alla "velocità critica di tempra" fino alla temperatura ambiente, che si trova al di sopra della temperatura *M*s di inizio trasformazione martensitica (fig. 3-12).

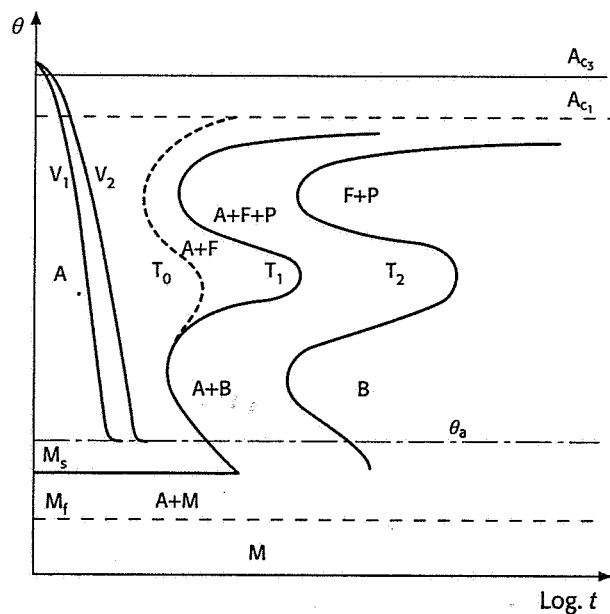



Fig. 3-12 Tempra di austenitizzazione relativa a un acciaio ipoeutteoide θ = temperatura ambiente.

ISBN 88-408-1028-5

3-4-5 Rinvenimento

I materiali allo stato temprato, particolarmente se la tempra è stata eseguita con i metodi convenzionali (tempra diretta), si trovano in uno stato di tensioni interne più o meno elevate (vedi par. 3-4-1) che, nella generalità dei casi è indispensabile eliminare o, almeno, ridurre prima della loro messa in opera.

Questo si ottiene col trattamento termico di *rinvenimento*, che consiste in un ciclo termico costituito: da un riscaldamento a una temperatura più o meno elevata, ma sempre inferiore ad A_{c1}, da un'adeguata permanenza a detta temperatura; da un raffreddamento, fino alla temperatura ambiente, lento (in forno o in aria) o rapido (in olio o in acqua).

Un raffreddamento rapido è indispensabile per gli acciai contenenti, oltre al Si e Mn, apprezzabili percentuali di Cr e di Ni, che presentano il fenomeno, denominato "fragilità di rinvenimento", che consiste in una brusca caduta della resilienza nell'intervallo di temperatura compreso generalmente tra 300 e 600 °C.

Le cause di questo fenomeno (rilevato la prima volta presso le acciaierie Krupp) sono da ricercarsi nella precipitazione di determinati costituenti fragilizzanti (carburi di cromo e manganese) al contorno dei grani.

È importante mettere in evidenza che la fragilità si manifesta non soltanto se si effettua il rinvenimento dell'acciaio nel campo di temperatura (~300 ÷ 600 °C) corrispondente alla precipitazione, ma anche quando si passa lentamente attraverso detto intervallo, ad esempio durante il raffreddamento.

Per eliminare il grave inconveniente della fragilità di rinvenimento degli acciai al Cr-Mn e al Cr-Ni si può adottare uno dei seguenti metodi:

- modificare la composizione dell'acciaio: l'aggiunta di piccole dosi di Mo (0,15 ÷ 0,30%) elimina praticamente in modo completo l'inconveniente denunciato per i sopracitati acciai;
- effettuare il rinvenimento a temperature inferiori all'intervallo di fragilità;
- effettuare il rinvenimento a temperatura ≥ 600 °C ed effettuare rapidamente il successivo raffreddamento (in acqua o in olio) per bloccare la precipitazione di cui è stato precedentemente parlato.

Il rinvenimento a basse temperature (≤ 300 °C) viene generalmente effettuato allo scopo di ridurre le tensioni interne provocate dal precedente trattamento di tempra, senza degradare sensibilmente le caratteristiche meccaniche assunte dal materiale; in tal caso prende assai spesso la denominazione di *rinvenimento di distensione*.

Il rinvenimento a temperature più elevate ha lo scopo di conseguire un compromesso tra caratteristiche di resistenza e tenacità, adeguato alle condizioni di impiego.

3-4-6 Bonifica (TF)

Viene comunemente indicato col nome di *bonifica* il complesso dei due trattamenti termici successivi di *tempra e rinvenimento* a elevata temperatura.

ISBN 88-408-1028-5

È il trattamento tipico degli acciai speciali, detti appunto acciai da bonifica; essi presentano, allo stato bonificato, ancora una buona lavorabilità all'utensile per asportazione di truciolo (*machinability*).

3-4-7 Bonifica isotermica

Consiste in un ciclo termico costituito da (fig. 3-13) un riscaldamento alla temperatura di austenitizzazione[5]; da un'adeguata permanenza a detta temperatura[6]; da un raffreddamento con velocità superiore alla velocità critica di tempra fino a una temperatura notevolmente superiore a M_s; da una permanenza a tale temperatura fino a ottenere la trasformazione completa dell'austenite in bainite superiore e, infine, da un raffreddamento più o meno rapido.

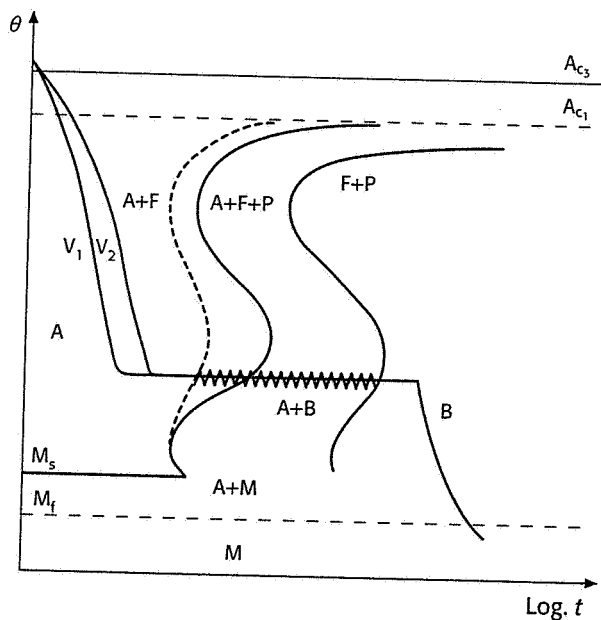



Fig. 3-13 Bonifica isotermica relativa a un acciaio ipoeutettoide.

Questo trattamento risulta meno severo di quello classico di tempra isotermica e viene eseguito allo scopo di ottenere una struttura di trasformazione intermedia *con particolari doti di tenacità e durezza*.

3-4-8 Patentamento

È un trattamento di bonifica isotermica che si esegue su fili per funi, filo armonico, nastri, ecc., allo scopo di conferire al materiale forti riduzioni di trafilatura che consentono la realizzazione di elevatissimi valori di resistenza, unitamente a buone caratteristiche di piegabilità e di torsione.

3-4-9 Ricottura completa (TC)

La *ricottura completa* consiste in un ciclo termico costituito: da un riscaldamento[5] alla temperatura di austenitizzazione (zona A in fig. 3-7), da un'adeguata permanenza a detta temperatura[6], da un raffreddamento lento in forno fino alla temperatura ambiente (fig. 3-14).

ISBN 88-408-1026-5

La struttura derivante dal trattamento termico di ricottura completa è costituita, negli acciai eutettoidi, da perlite lamellare uniforme e, negli acciai ipoeutettoidi, da ferrite e perlite lamellare uniforme piuttosto grossolana, qualunque sia lo stato di origine del materiale (grezzo di laminazione o di fucinatura, grezzo di fusione oppure temprato, bonificato, ecc.).

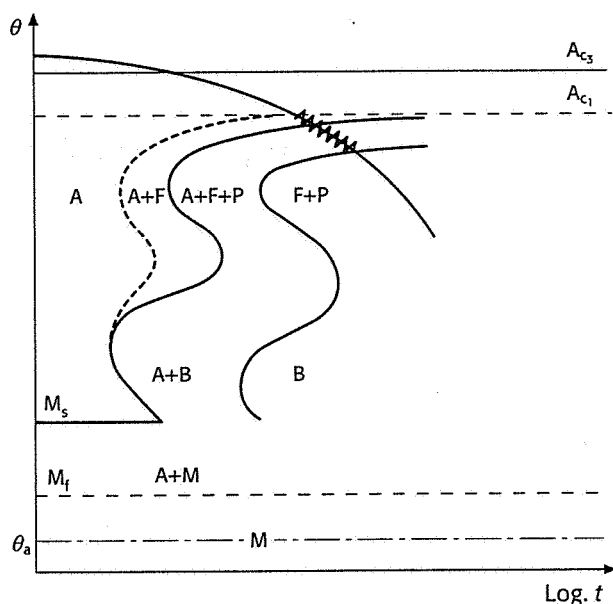



Fig. 3-14 Curva anisotermica di ricottura completa sovrapposta a un diagramma schematico di trasformazione isotermica relativo a un acciaio ipoeutettoide.

Questo trattamento favorisce la lavorabilità per deformazione plastica a freddo degli acciai a basso contenuto di carbonio; non facilita invece la loro lavorabilità all'utensile (*machinability*) a causa dell'eccessivo addolcimento su di essi provocato.

La ricottura completa facilita invece in maniera notevole la lavorabilità all'utensile degli acciai da bonifica.

Le ditte fornitrici di acciai speciali indicano, in generale, il valore massimo della durezza Brinell dei loro acciai allo stato ricotto, valore che (in prima approssimazione e nel senso lato più sopra indicato) può essere considerato un indice di valutazione della lavorabilità. Non vengono, in genere, garantite e neppure indicate le altre caratteristiche meccaniche, e ciò allo scopo di non indurre i progettisti e gli utilizzatori a impiegare acciai speciali allo stato ricotto. Dal punto di vista degli studi di fabbricazione sarebbe infatti un grave errore tecnico ed economico (vedi par. 3-1) usare detti acciai senza sfruttare le caratteristiche meccaniche e tecnologiche che possono essere loro conferite, e valorizzate al massimo grado, da un trattamento termico adeguato.

La ricottura completa risulta assolutamente necessaria per i prodotti greggi di fusione nei quali occorre eliminare le forti eterogeneità strutturali: in quest'ultimo caso il riscaldamento viene eseguito a temperatura più elevata del normale e con lunghi periodi di permanenza.

3-4-10 Ricottura di coalescenza o di globulizzazione (TB)

La ricottura di coalescenza o di globulizzazione può essere ottenuta utilizzando due cicli termici sostanzialmente diversi.

- Il primo ciclo termico consiste in un riscaldamento a una temperatura di pochissimo inferiore ad A_{c1} (fig. 3-15), da una lunga permanenza a detta temperatura in modo da consentire ai carburi di trasformarsi gradualmente dalla forma lamellare della perlite o aciculare della bainite e della martensite rinvenuta in forma globulare, e da un successivo lento raffreddamento fino alla temperatura ambiente.
- Il secondo ciclo termico (fig. 3-16) è talvolta chiamato "ricottura pendolare" in quanto vengono effettuate due o tre pendolazioni attorno al limite inferiore dell'intervallo critico (A_{c1} ± 20 °C) seguite da un lento raffreddamento fino alla temperatura ambiente.

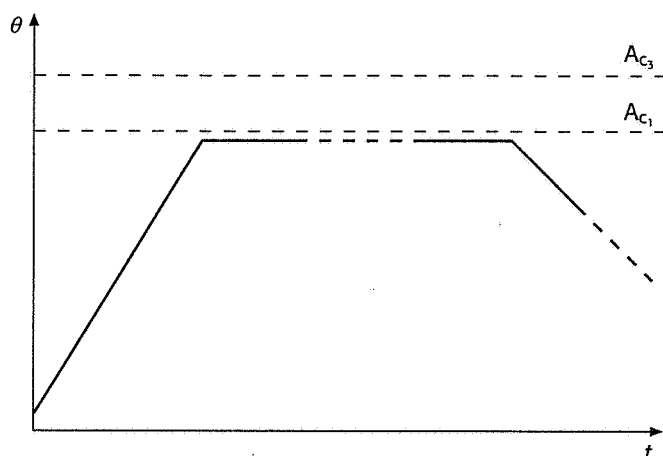



Fig. 3-15 Diagramma schematico di ricottura di coalescenza per un acciaio ipoeutettoide: θ = temperatura; t = tempo; A_{c1} = punto critico relativo alla trasformazione (al riscaldamento) perlite → austenite; A_{c3} = punto critico relativo alla trasformazione (al riscaldamento) ferrite → austenite.

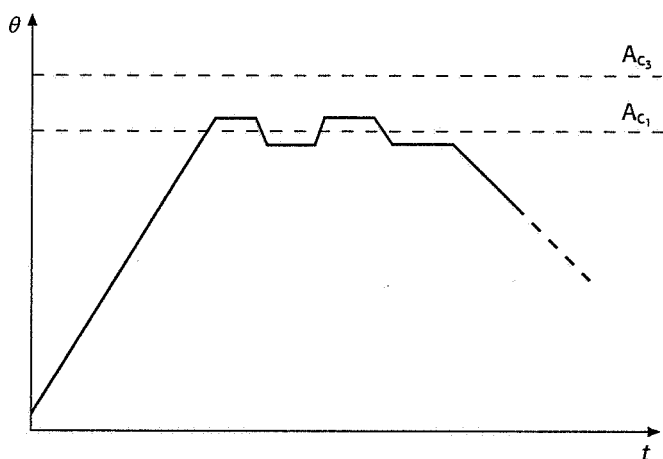



Fig. 3-16 Diagramma schematico di ricottura di coalescenza per un acciaio ipoeutettoide: θ = temperatura; t = tempo; A_{c1} = punto critico relativo alla trasformazione (al riscaldamento) perlite → austenite; A_{c3} = punto critico relativo alla trasformazione (al riscaldamento) ferrite → austenite.

I successivi e ripetuti sconfinamenti nel campo γ accelerano sensibilmente la globulizzazione, ciò che provoca il duplice vantaggio di una riduzione del tempo di permanenza alla temperatura di trattamento e di una più fine globulizzazione.

La struttura che si ottiene col trattamento di ricottura di coalescenza è denominata "perlite globulare" ed è formata da carburi allo stato globulare in una matrice ferritica la cui durezza è ancora inferiore a quella derivante dal trattamento di ricottura completa.

Questo trattamento è usato per avere la massima lavorabilità all' utensile degli acciai a media e alta percentuale di carbonio; inoltre i globuli di cementite sparsi nella matrice ferritica facilitano il distacco e la rottura del truciolo, indispensabile nelle lavorazioni ad alta velo-

ISBN 88-408-1028-5

cità; il trattamento di globulizzazione riduce invece sensibilmente la lavorabilità all'utensile degli acciai dolci (l'utensile "si impasta"); in questi ultimi, com'era prevedibile, fa aumentare invece in maniera notevole la lavorabilità per deformazione plastica a freddo.

3-4-11 Ricottura di distensione (TA)

Consiste in un ciclo termico (fig. 3-17) costituito da un riscaldamento a temperatura inferiore ad A_{c1}; con mantenimento di durata variabile a seconda del tipo di tensioni (macro, micro o submicroscopiche) che si intendono eliminare e della loro entità; seguito da un raffreddamento a piacere, generalmente in aria libera.

Per la notevole rapidità di esecuzione e, conseguentemente, per la sua economicità, rappresenta il trattamento di ricottura di uso più corrente (specie per produzioni di serie) allo scopo di ottenere la soppressione (o riduzione) delle tensioni nei pezzi saldati, fusi o lavorati per deformazione plastica. Non altera la struttura di laminazione o di fucinatura; viene quindi, se necessario, fatta precedere da un trattamento di normalizzazione.

La ricottura di restaurazione, che ha lo scopo di consentire agli atomi di un reticolo distorto dall'incrudimento di riportarsi nelle condizioni iniziali di equilibrio o almeno in condizioni ad esso assai prossime, può essere considerata una ricottura di distensione di tensioni a livello submicroscopico (fig. 3-18).

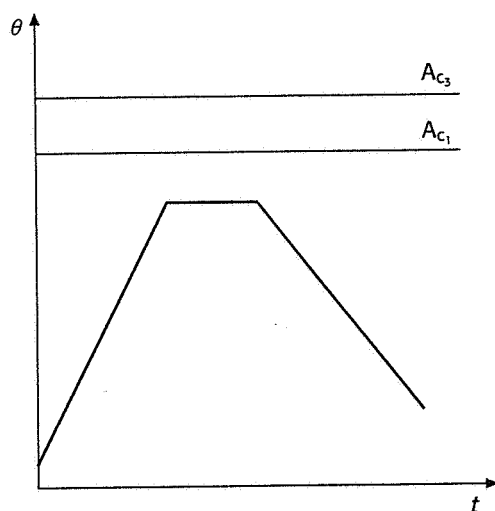



Fig. 3-17 Diagramma schematico di ricottura di distensione.

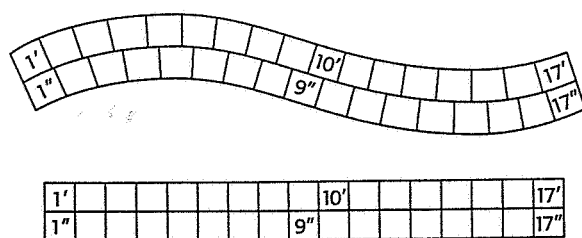



Fig. 3-18 Schematizzazione del fenomeno della restaurazione di un reticolo atomico distorto dall'incrudimento.

3-4-12 Ricottura di ricristallizzazione

Può essere effettuata solo su materiali incruditi da precedenti lavorazioni per deformazione plastica e consiste in un ciclo termico costituito da: un riscaldamento al di sopra di una peculiare temperatura, la *temperatura critica di ricristallizzazione*, da un'adeguata permanenza a questa temperatura in modo da consentire una completa ricostituzione cristallina dell'aggregato (fig. 3-19), cui segue il raffreddamento, generalmente lento, fino alla temperatura ambiente.

- La temperatura di trattamento (generalmente sempre inferiore ad A_{c1}) è tanto più elevata quanto più basso è il grado di incrudimento subito precedentemente dal materiale.
- Aumentando il tempo di trattamento, la temperatura di ricristallizzazione tende a diminuire e viceversa.
- Aumentando notevolmente la temperatura di trattamento, al di sopra della temperatura critica di ricristallizzazione, si manifesta una struttura con cristallizzazione grossolana, talvolta con cristalli esageratamente grandi (e quindi con scarsa resistenza meccanica), in dipendenza del noto fenomeno della *ricristallizzazione secondaria*.
- La velocità di riscaldamento ha anch'essa una notevole influenza sulle dimensioni dei grani ricristallizzati, nel senso che quanto più rapido è il riscaldamento, tanto più fine risulta la successiva struttura di ricristallizzazione, a parità di tutte le altre condizioni.

Nella pratica industriale la ricottura di ricristallizzazione di un acciaio incrudito da una precedente lavorazione plastica si effettua a una temperatura tale da ridurre ragionevolmente il tempo di permanenza in forno senza indurre peraltro una struttura cristallina eccessivamente grossolana.

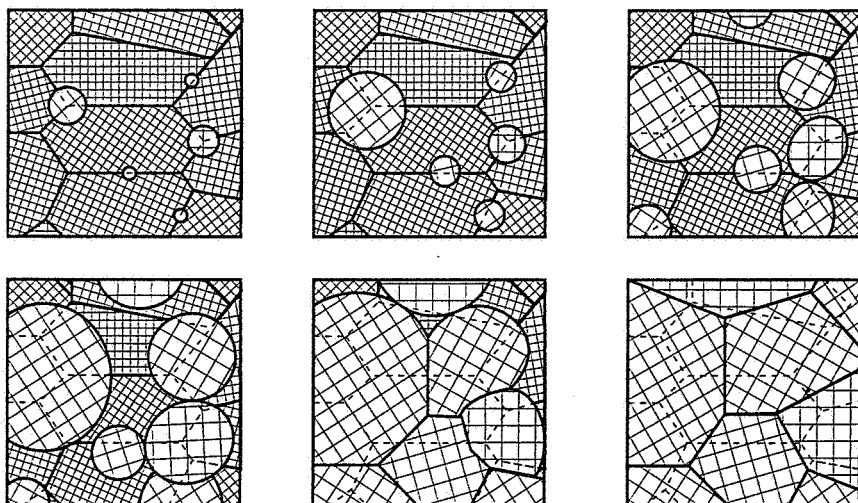



Fig. 3-19 Germi di ricristallizzazione nelle successive fasi di sviluppo.

3-4-13 Ricottura isotermica

La ricottura completa e la ricottura di coalescenza sono trattamenti termici di assai lunga durata che implicano l'occupazione di un forno per molte ore e, talvolta, per giorni, conseguentemente sono molto costosi. Un ciclo termico molto più rapido, e quindi anche molto più eco-

ISBN 88-408-1028-5

nomico, è quello della *ricottura isotermica* (fig. 3-20) che consiste in un riscaldamento alla temperatura di austenitizzazione[5], in un'adeguata permanenza a detta temperatura[6], cui segue un raffreddamento rapido (tale da non consentire in questa fase, l'attraversamento della curva di inizio trasformazione) fino a una temperatura cui corrisponde, nella successiva fase di trasformazione isotermica, la struttura perlitica desiderata; si ha successivamente una permanenza a detta temperatura fino a trasformazione completa dell'austenite e, infine, un raffreddamento (per esempio, in aria o anche in un mezzo più rapido) fino a temperatura ambiente.

Effettuando la trasformazione isotermica a temperature corrispondenti al gomito della curva a S, il tempo di trasformazione risulta assai breve e si ottengono strutture perlitiche di tipo lamellare; si hanno quindi praticamente gli stessi risultati della ricottura completa con raffreddamento in forno[11], col vantaggio di una notevole riduzione di tempo e quindi anche di costo (curva 2 in fig. 3-20).

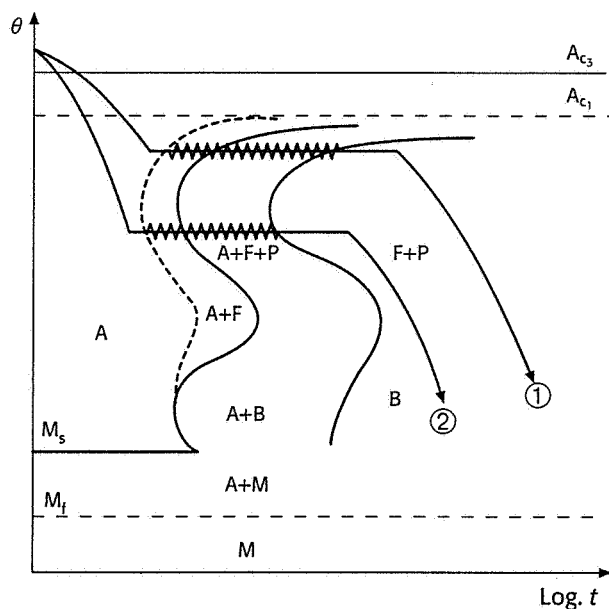



Fig. 3-20 Ricottura isotermica relativa a un acciaio ipoeutettoide. Le curve 1 e 2 si riferiscono a due diverse strutture di ricottura.

Se invece si effettua la trasformazione isotermica a temperature superiori al gomito della curva a S (curva 1 in fig. 3-20) il tempo di trasformazione risulta abbastanza più lungo rispetto al caso precedente e si ottengono strutture perlitiche più sferoidizzate con durezze più basse; il trattamento può sostituire in molti casi, come già accennato, la ricottura di coalescenza.

Il forno continuo è quello più idoneo per il trattamento di ricottura isotermica nella produzione di serie in quanto, con la possibilità di regolazione della velocità di avanzamento e della temperatura nelle singole fasi, è in grado di assicurare una grande uniformità di trattamento.

3-4-14 Normalizzazione (TD)

Consiste in un ciclo termico costituito: da un riscaldamento alla temperatura di austenitizzazione, da un'adeguata permanenza a detta

11. È possibile accelerare in parte il trattamento di ricottura completa aprendo il portello del forno nella fase finale del raffreddamento.

temperatura cui segue un raffreddamento in aria; differisce dalla ricottura completa per il raffreddamento più veloce, che avviene in aria anziché in forno (fig. 3-21).

Negli acciai da cementazione la struttura che si ottiene è fine e omogenea costituita prevalentemente da ferrite e perlite lamellare, mentre negli acciai da bonifica si nota assai spesso la presenza anche di bainite e, in alcuni casi, di martensite.

La normalizzazione ha quindi lo scopo essenziale di affinare e omogeneizzare la struttura e viene eseguita:

- *come trattamento termico preventivo* (eventualmente seguita da rinvenimento di distensione) per annullare gli effetti dannosi di precedenti lavorazioni per deformazione plastica a caldo (disuniformità strutturali, ingrossamento del grano, surriscaldamento, ecc.) allo scopo di porre il materiale nelle migliori condizioni per i successivi trattamenti termici di ricottura o di bonifica;
- *in sostituzione della ricottura* (completa, di coalescenza o isotermica) in tutti i casi in cui è possibile, essendo un trattamento più rapido e quindi più economico; in particolare, ad esempio, per migliorare la lavorabilità all'utensile degli acciai dolci;
- *come trattamento termico finale* in alcuni acciai da bonifica, prima della messa in opera, solo per esigenze di impiego non eccessivamente elevate.

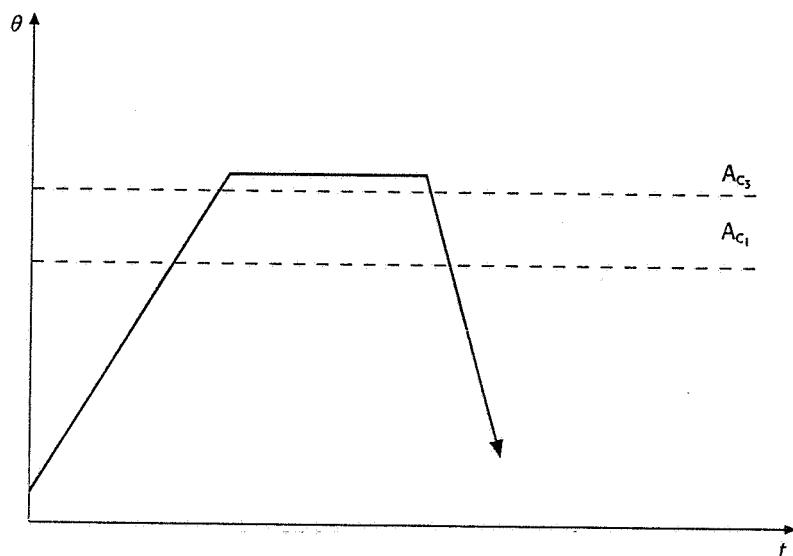



Fig. 3-21 Diagramma schematico di normalizzazione per un acciaio ipoeutettoide.

3-5 Richiami sui trattamenti termochimici di diffusione degli acciai

Per *trattamento termochimico di diffusione* si intende un'operazione mediante la quale un metallo, o una lega metallica, posti a contatto con determinate sostanze solide, liquide o gassose, vengono portati a una temperatura tale da rendere loro possibile di assorbire per diffusione gli elementi desiderati, con un tempo di permanenza dipendente dallo spessore di penetrazione desiderato.

ISBN 88-408-102

3-5-1 Carbo-cementazione

Col nome di carbo-cementazione si intende quel particolare trattamento termochimico che consente di introdurre carbonio in un acciaio per diffusione poiché, praticamente, solo il ferro γ può assorbire carbonio (fino al massimo teorico di 2%; vedi fig. 3-7) è necessario un riscaldamento alla temperatura di austenitizzazione in un ambiente solido, liquido o gassoso, capace appunto di cedere carbonio all'acciaio; lo spessore totale di penetrazione dipende dal tempo di permanenza a detta temperatura secondo una legge sperimentale del tipo:

$$s = s_0 \cdot t^n \qquad (3\text{-}2)$$

dove:

s = spessore totale di carbocementazione (mm);
t = tempo di mantenimento alla temperatura di regime (ore);
n = esponente; in prima approssimazione si può considerare $n = 1/2$;
s_0 = costante; se nella (3-2) si pone $t = 1$, esprime lo spessore totale di cementazione nella prima ora.

Lo scopo del trattamento termochimico di cementazione è quello di ottenere un elemento meccanico che, *dopo trattamento di tempra*, presenti uno strato superficiale durissimo e resistente all'usura e alla fatica, unitamente a un cuore molto tenace derivante dalle caratteristiche dell'acciaio utilizzato, sempre a basso contenuto di carbonio (acciaio da cementazione: C% $\leq$ 0,18).

La percentuale di carbonio dello strato cementato diminuisce con lo spessore per il naturale fenomeno della diffusione; è massima quindi nel primo decimo di millimetro ed è compresa tra 0,8 e 0,9 (considerata ottima dall'esperienza), che corrisponde circa al punto eutettoide. Tenori superiori di carbonio provocherebbero la formazione di cementite ai bordi dei grani con conseguente infragilimento dello strato.

Sui disegni di fabbricazione, la designazione dell'acciaio da cementazione deve essere completata con la sigla Cm seguita da un numero indicante (in decimi di millimetro) il valore medio dello *spessore efficace*[12] di cementazione riferito al pezzo ultimato di lavorazione meccanica (es.: C 10 – Cm 12).

Lo spessore efficace, in relazione al tempo di permanenza alla temperatura di trattamento [vedi relazione (3-2)], può variare da pochi decimi di millimetro a circa due millimetri. Non sono consigliati valori superiori per il pericolo di criccature nei successivi trattamenti termici.

Quando si vuole evitare che alcune zone del pezzo vengano cementate, si lasciano opportuni sovrametalli che vengono poi asportati prima delle operazioni di tempra; altrimenti può essere eseguita una ramatura locale o si può ricoprire la zona con particolari vernici o paste adesive speciali che impediscono l'assorbimento del carbonio.

I forni continui ad atmosfera controllata rappresentano la soluzione più valida dal punto di vista tecnico ed economico per i processi di cementazione industriale: aumentando o diminuendo il potere car-

12. Lo spessore efficace è inteso come la distanza (in decimi di millimetro) tra la superficie del pezzo e la linea cui corrisponde il 50% di martensite.

burante del mezzo gassoso, possono essere regolati con precisione la percentuale di carbonio e la profondità di cementazione con ottima riproducibilità dei risultati. Le spese di esercizio sono minime e vi è infine la possibilità di eseguire la tempra diretta (la durezza superficiale, dopo cementazione e tempra, deve risultare $\geq$ 58 HRC).

3-5-2 Nitrurazione

Col nome di *nitrurazione* si intende quel particolare trattamento termochimico che consente di introdurre, per diffusione, azoto in un acciaio di opportuna composizione chimica (acciaio da nitrurazione); il trattamento avviene a una temperatura di circa 500 °C in un ambiente capace di cedere detto elemento [di regola un mezzo gassoso contenente ammoniaca anidra (NH_3)] con un tempo di mantenimento a temperatura assai lungo, a causa della lenta diffusione dell'azoto nel ferro α; sono infatti necessarie 50 ÷ 60 ore per ottenere una profondità totale di penetrazione di circa 0,4 mm.

La nitrurazione, a differenza della cementazione, viene eseguita su materiale già bonificato e non richiede trattamenti termici successivi.

Gli acciai da nitrurazione sono infatti veri e propri acciai da bonifica contenenti elementi speciali come alluminio, cromo, molibdeno, vanadio. L'indurimento superficiale è dovuto alla formazione di nitruri durissimi di Al, Cr, V che precipitano, consentendo la formazione anche del nitruro Fe_2N ad alto tenore di azoto; il nitruro Fe_2N a sua volta cede azoto agli strati sottostanti con formazione di nuovi nitruri Fe_4N.

La presenza del molibdeno è invece indispensabile per impedire la fragilità di rinvenimento che altrimenti l'acciaio assumerebbe durante la nitrurazione. Scopo del trattamento è quello di ottenere uno strato superficiale particolarmente duro, resistente all'usura e alla fatica, il cui *spessore totale* non supera, in genere, 0,55 mm.

Sui disegni di fabbricazione (così come per la cementazione) insieme alla designazione unificata dell'acciaio da nitrurazione, deve essere riportata, la sigla Nt seguita da un numero indicante, *in decimi di millimetro*, il valore medio dello spessore totale dello strato nitrurato (es.: Nt 3).

La nitrurazione presenta notevoli vantaggi rispetto alla carbocementazione, i più importanti dei quali sono di seguito indicati:

- i pezzi vengono sottoposti alla nitrurazione completamente finiti di lavorazione meccanica perché il processo, avvenendo a bassa temperatura, non provoca tensioni e deformazioni;
- gli acciai nitrurati assumono notevole resistenza alla corrosione dell'aria (anche umida), dell'acqua (e del vapore acqueo, anche surriscaldato), dell'acqua di mare, degli acidi organici, ecc.;
- i pezzi nitrurati assumono una resistenza all'abrasione superiore a quella assunta dai pezzi che hanno subito il trattamento di cementazione seguito da tempra;
- i pezzi nitrurati assumono una durezza (HRC $\geq$ 70) superiore a quella di qualunque acciaio cementato e poi temprato (HRC $\geq$ 58);
- i pezzi nitrurati mantengono invariata la loro durezza fino a una temperatura superiore a 500 °C, mentre la durezza di un acciaio cementato diminuisce già a 200 °C;

ISBN 88-408-1028-5

- la durezza decresce gradualmente dall'esterno all'interno senza presentare sfaldature;
- la durezza superficiale dei pezzi nitrurati è indipendente dall' eventuale, precedente, trattamento di bonifica;
- la resistenza alla fatica viene notevolmente accresciuta dalla nitrurazione, ed è, in genere, maggiore di quella ottenibile con la cementazione;
- mentre i pezzi da cementare devono essere costruiti solamente con acciaio dolce perché il cuore non diventi duro e fragile in seguito al necessario trattamento di tempra, i pezzi da nitrurare possono essere costituiti con acciai a più alto tenore di carbonio (C = 0,3÷0,4%) e quindi con migliori caratteristiche meccaniche.

3-5-3 Carbonitrurazione

La carbonitrurazione è un trattamento termochimico che consente di introdurre carbonio e azoto in un acciaio per diffusione. Consiste nel riscaldare e mantenere per un tempo sufficiente un acciaio a una temperatura superiore ad A_{c1} in un'atmosfera gassosa formata da un gas di trasporto, da un idrocarburo (generalmente metano o propano) che assume la funzione carbocementante, e da ammoniaca anidra che ha invece la funzione nitrurante.

A temperature inferiori ad A_{c1} (ad esempio, a 650 °C) il trattamento termochimico assume decisamente il carattere della nitrurazione, mentre alle alte temperature (840 ÷ 870 °C) assume il carattere della carbocementazione. Il trattamento termochimico di carbonitrurazione può essere preceduto da trattamenti termici preliminari ed è generalmente seguito da un trattamento di tempra; è eseguibile su tutti gli acciai da cementazione.

Consente di ottenere uno strato superficiale particolarmente duro, resistente all'usura e alla fatica in conseguenza della formazione di carburi e nitruri. La presenza dell'azoto inoltre porta a una diminuzione della temperatura e della velocità di trasformazione dell'austenite (prodotta nel trattamento di cementazione) durante il raffreddamento, con conseguente aumento della temprabilità e riduzione delle deformazioni, ciò che consente di sostituire gli acciai legati con semplici acciai al carbonio da cementazione.

Sui disegni di fabbricazione, insieme alla designazione unificata dell'acciaio da cementazione, deve essere riportata la sigla Cn seguita da un numero dello spessore efficace dello strato carbonitrurato che non supera, in genere, 0,55 mm (es.: Cn 2).

3-5-4 Carbonitrurazione rapida (o tenifer)

È un trattamento superficiale anti-usura e anti-grippaggio che si effettua a una temperatura di 500÷550 °C, con una permanenza a temperatura assai breve (1÷3 ore), in un bagno di sali fusi costituiti da cianuro (KCN) e cianato (KCNO) di potassio; si forma in superficie uno strato durissimo di nitruri (Fe_3N) e carburi (Fe_3C) di ferro (ed eventualmente di altri composti intermetallici) di spessore molto piccolo (0,005÷0,015 mm) denominato *zona dei composti*, seguito da uno strato relativamente più ampio (~0,15 mm) denominato zona di diffusione,

ancora ricco di nitruri ma di durezza assai inferiore rispetto a quella del piccolo strato superficiale.

Tutti gli acciai da costruzione possono essere sottoposti a questo trattamento termochimico che, come la nitrurazione, viene eseguito su materiale bonificato e non richiede, in linea di principio, trattamenti termici successivi. Le deformazioni prodotte dal trattamento sono molto basse.

3-5-5 Solfocementazione

È un trattamento superficiale anti-usura e anti-grippaggio, assai simile alla carbonitrurazione rapida, che si effettua a una temperatura di 570 °C, con una permanenza a temperatura variabile da una a tre ore, in un bagno di sali fusi costituiti, in genere, da cianuro (NaCN), cianato (NaCNO) e solfuro (Na_2S) di sodio. Si ottiene uno strato superficiale di piccolo spessore (~0,1 mm) arricchito notevolmente di carbonio e moderatamente di zolfo e di azoto.

Oltre i 0,2 mm di profondità l'azoto è ancora presente in notevole quantità, mentre lo zolfo e il carbonio assumono il valore corrispondente a quello dell'acciaio di partenza.

Il trattamento di solfocementazione può essere effettuato su acciai di qualsiasi composizione; viene generalmente preceduto, come il trattamento di carbonitrurazione rapida, dal trattamento termico di bonifica e non richiede, in genere, trattamenti termici successivi.

3-5-6 Cromizzazione

È un trattamento termochimico che consente di introdurre cromo per diffusione in un acciaio allo scopo di ottenere uno strato superficiale resistente all'ossidazione a caldo e alla corrosione.

Consiste nel riscaldare, e mantenere per un tempo sufficiente, gli elementi da trattare a una temperatura compresa tra 900 e 1100 °C per gli acciai dolci e tra 850 e 950 °C per gli acciai a medio o ad alto tenore di carbonio, in atmosfera controllata in presenza di fluoruro di cromo granulato.

Il trattamento termochimico di cromizzazione può essere effettuato, in linea di principio, su qualsiasi tipo di acciaio, ma la profondità e le caratteristiche dello strato cromizzato dipendono dalla composizione dell'acciaio e in particolare dal tenore di carbonio che, con il cromo, forma carburi durissimi che ostacolano e ritardano il fenomeno della diffusione; lo strato cromizzato risulta, in questi casi, molto duro ma anche fragile e sottile. Sono molto usati, per la cromizzazione, gli acciai al titanio in quanto il titanio ostacola la formazione dei carburi di cromo.

3-5-7 Silicizzazione

È un trattamento termochimico che consente di introdurre silicio in un acciaio per diffusione allo scopo di ottenere uno strato superficiale resistente alla corrosione, all'ossidazione a caldo e all'usura.

Consiste nel riscaldare e mantenere per un tempo sufficiente gli elementi da trattare a una temperatura superiore ad A_{c3} in atmosfera gassosa contenente tetracloruro di silicio ($Si\ Cl_4$).

ISBN 88-408-1028-5

Esaminando una sezione al microscopio, si nota (come nei materiali cromizzati) una linea di separazione netta tra il materiale del nucleo e quello dello strato superficiale, il quale ultimo può essere formato o da un unico strato di soluzione solida di silicio nel ferro (Si ~14%) o da due strati sovrapposti di cui quello più esterno contiene siliciuri (generalmente $Fe_3 Si_2$) mentre quello più interno è normalmente formato dalla soluzione solida sopra citata.

Lo strato superficiale silicizzato ha una durezza modesta (HB ≤ 1600 MPa); è resistente alla corrosione degli acidi nitrico, cloridrico e solforico; è resistente all'ossidazione fino a una temperatura di circa 100 °C; è resistente all'usura, quest'ultima resistenza può essere notevolmente aumentata immergendo i pezzi silicizzati in olio lubrificante alla temperatura di ~150 °C, ciò che consente l'assorbimento di olio.

Il trattamento è consigliato per gli acciai non legati a basso contenuto di carbonio e zolfo.

3-6 Tabelle relative ad alcuni acciai usati nella fabbricazione di elementi meccanici

Le tabelle che seguono riportano le principali caratteristiche e le più frequenti applicazioni di alcuni acciai usati nella fabbricazione di elementi meccanici. I simboli in esse usati hanno il significato sotto riportato:

TT = condizioni di trattamento termico;
∅/*s* = diametro e spessore;
R_m = carico di rottura (carico unitario massimo);
R_s = carico di snervamento;
R_e = carico limite di elasticità;
A = allungamento percentuale dopo rottura (riferito a una provetta normale con lunghezza iniziale $L_0 = 5\varnothing$);
HB = durezza Brinell;
HRC = durezza Rockwell C;
HV = durezza Vickers;
Pl = deformazione plastica per laminazione;
Pf = deformazione plastica per fucinatura;
Pt = deformazione plastica per trafilatura;
T = tempra con raffreddamento in acqua;
Ts = tempra con raffreddamento in acqua salata;
To = tempra con raffreddamento in olio;
Ta = tempra con raffreddamento in aria;
TS = tempra di indurimento superficiale (in acqua);
ToS = tempra di indurimento superficiale (in olio);
TN = tempra di rigenerazione del nucleo (in acqua);
ToN = tempra di rigenerazione del nucleo (in olio):
TA = ricottura di distensione;
TB = ricottura di coalescenza;
TC = ricottura completa;
TCI = ricottura completa isotermica;
TD = normalizzazione;
TE = normalizzazione e rinvenimento di distensione;
TF = bonifica;
TG = solubilizzazione o tempra di austenitizzazione (in acqua);
TH = ricottura di ricristallizzazione;

A = rinvenimento (in aria);
Ao = rinvenimento in olio (per fragilità al rinvenimento);
Ms = temperatura di inizio formazione martensite;
MsS = temperatura di inizio formazione martensite dello strato superficiale cementato;
A_{c1} = punto critico (di temperatura) relativo alla trasformazione perlite → austenite;
A_{c3} = punto critico (di temperatura) relativo alla trasformazione ferrite → austenite;
Cm = cementazione;
Nt = nitrurazione;
θ = temperatura di taglio;
1% = carico unitario che produce la deformazione permanente di 1% rispettivamente dopo 10 000 e 100 000 ore;
R = carico unitario che produce la rottura rispettivamente dopo 10 000 e 100 000 ore.

Tab. 3-2a Acciai da cementazione.

GRUPPO	SIGLA	Composizione media %	Caratteristiche meccaniche						Temperatura di (°C)		Note
			TT	Ø/s mm	R_m MPa	R_s MPa	A %	HB MPa			
DA CEMENTAZIONE	UNI - C 10	C = 0,10	P1					1500	Pf	1250 ÷ 850	Grande tenacità, fucinabili, saldabili; estrusione a freddo; lamiere per imbutitura, tubi saldati e tubi senza saldatura. Dopo cementazione e tempra assumono una elevata durezza superficiale (≥ 58 HRC) congiunte a una grande tenacità del nucleo: per le limitate caratteristiche del nucleo e per la necessità di eseguire la tempra in acqua, sono adatti solo per particolari di piccole dimensioni, di forme semplici e poco sollecitati; boccole; ingranaggi, alberi a camme; mandrini per tornio, ecc. Adatti per particolari che debbano lavorare ad alte e basse temperature. (≥ −40 °C) con sollecitazioni meccaniche non elevate e in ambiente non corrosivo. A richiesta anche gli acciai da cementazione vengono forniti con aggiunta di piombo per lavorazione ad alte velocità.
									TD	920	
			TB					1250	TB	700	
		Si = 0,10	TD	≤15	350-450	210	30	–	Ts	900	
									Cm	900	
				15÷40	340-420	200	30	–	TN	800	
				40÷100	340-420	200	30	–	TS	800	
									A	150	
		Mn = 0,50	TF	≤12	500-800	340	12	–	Ms	480	
				12÷25	450-700	580	15	–	MsS	220	
									Ac_1	725	
				25÷50	400-600	250	18	–	Ac_3	880	
	UNI - C 15	C = 0,15	P1					1600	Pf	1250 ÷ 850	
									TD	910	
			TB					1350	TB	700	
		Si = 0,30	TD	≤15	400÷500	240	28	–	Ts	900	
									Cm	900	
				15÷40	380÷480	220	28	–	TN	800	
				40÷100	350÷450	210	28	–	TS	800	
									A	150	
		Mn = 0,50	TF	≤12	700÷1000	450	8	–	Ms	480	
				12÷25	600÷850	380	11	–	MsS	220	
									Ac_1	725	
				25÷50	500÷700	300	15	–	Ac_3	880	

ISBN 88-408-1028-5

Tab. 3-2b Acciai da cementazione.

GRUPPO	SIGLA	Composizione media %	Caratteristiche meccaniche						Temperatura di (°C)		Note
			TT	Ø/s mm	R_m MPa	R_s MPa	A %	HB MPa			
DA CEMENTAZIONE	UNI - 12 Ni Cr 3	C = 0,12	P1	11	750-1050	550	12	2000	Pf	1100 ÷ 850	Acciaio al nichel-cromo a nucleo tenace semiduro. Viene usato per particolari di piccole dimensioni anche complicati (tempra in olio) richiedenti elevata durezza superficiale con nucleo molto tenace ma con durezza abbastanza elevata.
									TD	910	
									TB	700	
		Ni = 0,75	TD					1800	To	900	
									Cm	890	
		Cr = 0,60	TB					1700	ToN	890	
									ToS	830	
		Si = 0,30	TF	≤12	800÷1100	550	10	–	A	180	
									Ms	420	
				12÷25	650÷950	450	12	–	MsS	200	
									Ac_1	730	
		Mn = 0,55		25÷50	500÷750	300	16	–	Ac_3	850	
									TCI	850 ÷ 660 × 1h	
	UNI - 16 Ni Cr 4	C = 0,16	TB					2300	Pf	1100-850	Acciaio al nichel-cromo a nucleo tenace, duro. È l'acciaio da cementazione di più vasto impiego. Per pezzi di piccole e medie dimensioni fortemente sollecitati di forma anche complicata (tempra in olio che riduce i pericoli di deformazioni e spaccature).
									TD	860	
									TB	650	
		Ni = 0,80	TC					2100	To	850	
									Cm	880	
		Cr = 0,80	TF	≤12	1200-1450	950	9	–	ToN	860	
									ToS	820	
				12÷25	1050-1350	750	10	–	A	150	
									Ms	360	
		Si = 0,30		25÷50	950÷1250	650	11	–	MsS	170	
									Ac_1	715	
		Mn = 0,50		50÷100	850÷1100	550	12	–	Ac_3	790	
									TCI	800 ÷ 620 × 2h	

Tab. 3-2c Acciai da cementazione.

GRUPPO	SIGLA	Composizione media %	Caratteristiche meccaniche						Temperatura di (°C)		Note
			TT	Ø/s mm	R_m MPa	R_s MPa	A %	HB MPa			
DA CEMENTAZIONE	UNI - 18 Ni Cr Mo 5	C = 0,18	TB					2300	Pf	1100 ÷ 850	Acciaio al nichel-cromo molibdeno a nucleo molto tenace e durissimo in relazione al basso contenuto di C e all'elevato tenore di Cr e di Mo. Può essere utilizzato anche per particolari di medie e grandi dimensioni.
									TD	880	
			TC					2100	TB	680	
									To	870	
		Ni = 1,25							Cm	870	
			TF	≤12	1250-1550	1050	8	–	ToN	860	
									ToS	830	
		Cr = 0,85		12÷25	1100-1400	850	9	–	A	180	
									Ms	380	
				25÷50	950÷1250	700	10	–	MsS	180	
									Ac_1	730	
		Mo = 0,20							Ac_3	815	
				50÷100	850÷1100	600	11	–	TCI	800 ÷ 660 × 1h	

Tab. 3-3a Acciai da bonifica

GRUPPO	SIGLA	Composizione media %	Caratteristiche meccaniche						Temperatura di (°C)		Note
			TT	Ø/s mm	R_m MPa	R_s MPa	A %	HB MPa			
DA BONIFICA	UNI - C 22	C = 0,22	P1					1750	Pf	1200 ÷ 850	Saldabile. Teoricamente non temprabile (il naso della curva ad S è molto vicino all'asse delle ordinate). In pratica si temprano pezzi di dimensioni molto limitate a causa della velocità critica di tempra molto elevata. Non adatto alla cementazione. Per grossi pezzi fucinati molto tenaci (ad esempio, alberi di trasmissione); in costruzioni navali e ferroviarie.
			TB					1600	TD	900	
			TD	≤16	450÷600	260	26	–	TB	700	
		Si = 0 ,30		16÷40	430÷580	250	25	–	T	880	
				40÷100	410÷560	240	24	–	A	600	
				100÷300	400÷550	230	24	–	Ms	440	
			TF	≤06	550÷700	380	20	–	Ac_1	730	
		Mn = 0,70		16÷40	500÷600	320	22	–	Ac_3	845	
				40÷100	480÷630	280	23	–	TCI	840 ÷ 650 × 1h	
				–	–	–	–	–			

ISBN 88-408-1028-5

Tab. 3-3b Acciai da bonifica

GRUPPO	SIGLA	Composizione media %	Caratteristiche meccaniche TT	Ø/s mm	R_m MPa	R_s MPa	A %	HB MPa	Temperatura di (°C)		Note
DA BONIFICA	UNI - C 30	C = 0,30	P1					2000	Pf	1200 ÷ 350	È l'acciaio da bonifica di più vasto impiego. In piccole dimensioni prende tempra totale. Viene utilizzato anche allo stato trafilato, facilmente saldabile. Cilindri per motori, bielle, ingranaggi e in genere per elementi poco sollecitati.
			TB					1750	TD	880	
			TD	≤16	550÷700	310	24	–	TB	700	
		Si = 0 ,30		16÷40	520÷670	290	22	–	T	860	
				40÷100	500÷650	270	20	–	A	600	
				100÷300	480÷630	260	18	–	Ms	400	
		Mn = 0,80	TF	≤16	700÷850	450	18	–	Ac_1	730	
				16÷40	650÷800	400	19	–	Ac_3	815	
				40÷100	600÷750	360	20	–	TCI	820 ÷ 650 × 1h	
				100÷300	550÷700	320	20	–			
	UNI - C 40	C = 0,40	P1					2000	Pf	1150 ÷ 850	Per elementi di macchina mediamente sollecitate: perni, ingranaggi, mozzi, aghi, aste di stantuffi. Adatto a indurimento superficiale mediante tempra a induzione o alla fiamma. L'elevata velocità critica di raffreddamento rende impossibile temprare in profondità pezzi di dimensioni notevoli. È inoltre da tenere sempre ben presente che gli acciai al carbonio temprati sono assai più fragili degli acciai legati di pari durezza.
			TB					1750	TD	860	
			TD	≤16	650÷750	350	20	–	TB	700	
		Si = 0 ,30		16÷40	630÷730	340	19	–	T	850	
				40÷100	600÷710	330	18	–	A	600	
				100÷300	580÷690	320	17	–	Ms	360	
		Mn = 0,80	TF	≤16	750÷900	520	16	–	Ac_1	730	
				16÷40	720÷860	460	17	–	Ac_3	780	
				40÷100	680÷810	420	18	–	TCI	800 ÷ 660 × 1h	
				100÷300	650÷780	380	19	–			

Tab. 3-3c Acciai da bonifica

GRUPPO	SIGLA	Composizione media %	Caratteristiche meccaniche						Temperatura di (°C)		Note
			TT	Ø/s mm	R_m MPa	R_s MPa	A %	HB MPa			
DA BONIFICA	UNI - C 50	C = 0,50	P1					2500	Pf	1100 ÷ 850	Gli acciai C 50 e C 60 sono i più duri tra i tipi normali da costruzione. Anche dopo bonifica hanno una tenacità sufficiente per alcuni impieghi: ad esempio dischi di frizione, martelli, portautensili per placchette brasate o a fissaggio meccanico; ingranaggi, fili trafilati per molle.
			TB					2300	TD	840	
			TD	≤16	700÷850	410	16	–	TB	700	
		Si = 0,30		16÷40	680÷830	390	15	–	T	830	
				40÷100	670÷820	370	13	–	A	600	
				100÷300	650÷800	350	11	–	Ms	320	
		Mn = 0,70	TF	≤16	800÷950	560	13	–	Ac_1	730	
				16÷40	750÷900	510	14	–	Ac_3	765	
				40÷100	720÷870	460	14	–	TCl	780 ÷ 660 × 1h	
				100÷300	700÷850	420	14	–			
	UNI - C 60	C = 0,60	P1					2850	Pf	1050 ÷ 850	
			TB					2450	TD	830	
									TB	700	
		Si = 0,30	TD	≤16	800÷950	450	13	–	T	830	
				16÷40	780÷930	400	12	–	A	600	
				40÷100	750÷900	380	11	–	Ms	290	
		Mn = 0,80	TF	≤16	850÷1000	600	11	–	Ac_1	730	
				16÷40	830÷980	540	11	–	Ac_3	760	
				40÷100	800÷950	480	12	–	TCl	800 ÷ 660 × 1h	

ISBN 88-408-1028-5

Tab. 3-3d Acciai da bonifica

GRUPPO	SIGLA	Composizione media %	Caratteristiche meccaniche						Temperatura di (°C)		Note
			TT	Ø/s mm	R_m MPa	R_s MPa	A %	HB MPa			
DA BONIFICA	UNI - 35 Ni Cr 9	C = 0,35	P1					2500	Pf	1100 ÷ 850	Il nichel, in soluzione nel ferro, fa aumentare la durezza dell'acciaio senza diminuire la tenacità (v. punto 3-3-4); abbassa il punto di trasformazione e di conseguenza la temperatura di tempra. Abbassa la velocità critica di tempra (anche il cromo); per cui è possibile eseguire la tempra in olio. Il cromo aumenta la stabilità al rinvenimento che viene sempre eseguito in olio a causa della fragilità al rinvenimento. Molto usato nelle industrie automobilistiche e aeronautiche, in generale, per particolari di grosse dimensioni molto sollecitati.
									TD	850	
		Ni = 2 ,25	TC					2300	TB	660	
			TF	≤16	900÷850	750	13	–	To	840	
		Cr = 0 ,80		16÷40	850÷1000	700	14	–	A	600	
									Ms	310	
		Si = 0 ,30		40÷100	800÷950	620	15	–	Ac_1	720	
				100÷200	770÷920	570	16	–	Ac_3	770	
		Mn = 0,60		200÷300	750÷900	550	16	–	TCI	780 ÷ 660 × 1h	
	UNI - 25 Cr Mo 4	C = 0,25	P1					2100	Pf	1100 ÷ 850	Usi analoghi al precedente. Migliore lavorabilità per deformazione plastica. Resistente ad alta temperatura fino a ~500 °C. Saldabile.
			TC					1900	TD	900	
		Cr = 1,00							TB	720	
			TD	≤16	700÷850	450	16	–	T	870	
		Mo = 0 ,20		16÷40	650÷800	400	15	–	A	600	
				40÷100	600÷750	350	14	–	Ms	370	
		Si = 0 ,30	TF	≤16	850÷1000	7600	14	–	Ac_1	750	
				16÷40	750÷900	600	14	–	Ac_3	830	
		Mn = 0,65		40÷100	650÷800	450	15	–	TCI	780 ÷ 660 × 1h	

Tab. 3-3e Acciai da bonifica

GRUPPO	SIGLA	Composizione media %	Caratteristiche meccaniche						Temperatura di (°C)		Note
			TT	Ø/s mm	R_m MPa	R_s MPa	A %	HB MPa			
DA BONIFICA	UNI - 36 Ni Cr Mo 4	C = 0,36	P1					2500	Pf	1150 ÷ 850	È il più diffuso tra gli acciai legati da bonifica. Per particolari auto e avio. Buona lavorabilità a caldo. Non presenta fragilità al rinvenimento (Mo). Buona penetrazione di tempra. Tenace, duro. Adatto a tempra superficiale (a induzione o alla fiamma) HRc ≥ 75 partendo da TF. Successivamente a (200 °C).
		Ni = 1,00	TC					2300	TD	800	
									TB	700	
		Cr = 0 ,90	TF	≤16	1000÷1150	850	13	–	To	850	
				16÷40	9000÷1050	750	14	–	A	600	
		Mo = 0,20		40÷100	850÷1000	670	15	–	Ms	330	
		Si = 0 ,70							Ac_1	740	
				100÷200	820÷970	640	16	–	Ac_3	790	
		Mn = 0,70		200÷300	800÷950	620	16	–	TCl	800 ÷ 650 × 1h	
	UNI - 36 Ni Cr Mo 16	C = 0,36							Pf	1150 ÷ 900	Autemprante, indeformabile. Adatto in quei casi in cui si debba finire di lavorazione meccanica prima del trattamento termico. Per elementi di qualsiasi dimensione sottoposti a elevatissime sollecitazioni di fatica.
		Ni = 3,75							TD	850	
									TB	650	
		Cr = 1,70							T	850	
		Mo = 0 ,35							A	200	
									Ms	240	
		Si = 0 ,30	TF	≤12	1750÷2000	1300	8	–	Ac_1	700	
		Mn = 0,45							Ac_3	760	

ISBN 88-408-102[illegible]

Tab. 3-4 Acciai da nitrurazione

GRUPPO	SIGLA	Composizione media %	Caratteristiche meccaniche						Temperatura di (°C)		Note
			TT	Ø/s mm	R_m MPa	R_s MPa	A %	HB MPa			
DA NITRURAZIONE	UNI - 31 Cr Mo 12	C = 0,30	TB					2400	Pf	1150 ÷ 850	Elevata durezza superficiale e tenacità molto elevata. Non è sensibile alla fragilità di rinvenimento e alla fragilità alle temperature sotto zero.
			TF	≤16	950÷1100	800	14	–	TD	890	
		Cr = 2,5							TB	720	
				16÷40	950÷1100	800	14	–	To	880	
		Mo = 0,4		40÷100	900÷1050	750	14	–	A	610	
		Si = 0 ,30							Ac_1	780	
				100÷200	900÷1050	750	15	–	Ac_3	830	
		Mn = 0,50		200÷300	850÷1000	700	15	–	Ms	280	
	UNI - 38 Cr Al Mo 7	C = 0,38	TB					2300	Pf	1100 ÷ 850	Elevatissima durezza dello strato nitrurato (Hv ≥ 10 500 MPa). Elevata resistenza alla usura. Per calibri di controllo, cilindri di motori, alberi manovelle, alberi a camme, settori dello sterzo, corone del differenziale, ingranaggi di distribuzione, punterie, bilancieri, stantuffi per pompe di iniezione. Molto usato in costruzioni aeronautiche, terrestri, navali (buona resistenza alla corrosione), ferroviarie, per valvole di motori a scoppio.
		Cr = 1,75	TF	≤16	1000÷1150	850	11	–	TD	965	
		Al = 0,95		16÷40	950÷1000	800	12	–	TB	730÷760	
		Mo = 0 ,35		40÷100	850÷1000	670	12	–	To	960 disteso in forno a 880	
		Si = 0,35		100÷200	820÷970	620	13	–			
		Mn = 0 ,60		200÷300	800÷950	600	13	–	A	620	

Tab. 3-5 Acciai per molle

GRUPPO	SIGLA	Composizione media %	Caratteristiche meccaniche						Temperatura di (°C)		Note
			TT	Ø/s mm	R_m MPa	R_s MPa	A %	HB MPa			
PER MOLLE	UNI - 52 Si 8	C = 0,52	P1					320	Pf	1100 ÷ 850	Limite elastico molto elevato – assai vicino a R_m. Molle di tipo leggero per le industrie automobilistiche: a balestra, elicoidali, ecc.
									TD	880	
									TB	720	
		Si = 2,00	TB					260	To	870	
									A	450	
									Ac_1	770	
		Mn = 0,90	TF	≤12	1400÷1700	1300	8	–	Ac_3	810	
									TCI	820 ÷ 720 × 2h	
									Ms	260	
	UNI - 50 Cr V 4	C = 0,50	TB					250	Pf	1150 ÷ 900	Limite elastico molto elevato, assai vicino a R_m. Adatto per elevate esigenze di resistenza a fatica, a flessione e torsione alternate. Adatto per molle che debbano conservare una sufficiente elasticità a caldo (θ ≤ 300 °C).
		Cr = 1,00							TD	880	
									TB	720	
		V = 0 ,18	TC					219	To	850	
									A	400	
		Si = 0,30							Ac_1	740	
									Ac_3	790	
		Mn = 0 ,80	TF	≤12	1400÷1700	1300	6	–	TCI	820 ÷ 720 × 2h	
									Ns	275	

Tab. 3-6 Acciai automatici

GRUPPO	SIGLA	Composizione media %	Caratteristiche meccaniche						Temperatura di (°C)		Note
			TT	Ø/s mm	R_m MPa	R_s MPa	A %	HB MPa			
AUTOMATICI	UNI - 9 S Mn Pb23	C = 0,09	P1	10	370÷500	220	18	–	TD	890	Allo S-Pb per lavorazioni alle macchine utensili con elevatissime velocità di taglio.
		Si = 0,014									
		Mn = 1,00	TB	≤100	550÷800	–	7	–	T		
		S = 0,28		10÷16	500÷750	–	8	–			
		Pb = 0,27							A		
		P = 0,06		16÷40	450÷700	–	9	–			

ISBN 88-408-1028-5

Tab. 3-7 Acciai per cuscinetti

GRUPPO	SIGLA	Composizione media %	Caratteristiche meccaniche						Temperatura di (°C)		Note
			TT	Ø/s mm	R_m MPa	R_s MPa	A %	HB MPa			
PER CUSCINETTI	UNI - 100 Cr 6	C = 1,00	TB					2250	Pf	1150 ÷ 850	Anelli, sfere e rulli di rotolamento.
									TD	- 880	
									TB	740	
		Si = 0,30	TC					2100	To	850	
									A	150	
		Mn = 0,45	To		HRC = 64			–	Ms	210	
									Ac_1	745	
									Ac_3	785	
		Cr =1,50	TF		HRC = 64			–	TCI	800 ÷ 720 × 5h	

Tab. 3-8 Acciai per valvole

GRUPPO	SIGLA	Composizione media %	Caratteristiche meccaniche						Temperatura di (°C)		Note
			TT	Ø/s mm	R_m MPa	R_s MPa	A %	HB MPa			
PER VALVOLE	UNI - X 43 Cr Si 8	C = 0,43	TB	≤12				3100	Pf	1100÷900	Valvole di scarico per motori con rapporto di compressione medio, e valvole di aspirazione per motori da competizione. Buona resistenza alla corrosione e alla ossidazione fino a 700 °C. Mediocre con carburanti contenenti Pb tetraetile.
		Si = 2,8							TB	780	
		Mn = 0,45	TF	≤12	950÷1100	750	15	3000	To	1050	
		Cr = 8							A	740	
	UNI-X 45 Cr Ni W 1909	C = 0,45	TG	≤12	850.950	400	30	2800	Pf	1100÷900	Valvole di scarico per motori con alto rapporto di compressione. Buona resistenza alla corrosione e alla ossidazione fino a 800 °C anche in presenza di gas combustibili di carburanti ad alto numero di ottano con Pb tetraetile.
		Si = 2,50									
		Mn = 1,00									
		Ni = 9,00							T	1100	
		Cr =19,0									
		W = 1,00									

Tab. 3-9 Acciai per tempra superficiale

GRUPPO	SIGLA	Composizione media %	Caratteristiche meccaniche						Temperatura di (°C)		Note
			TT	Ø/s mm	R_m MPa	R_s MPa	A %	HB MPa			
PER TEMPRA SUPERFICIALE	UNI - C 48	C = 0,48	P1	≤12	–	–	–	2500	Pf	1100 ÷ 850	Acciai elaborati espressamente per la tempra superficiale a induzione.
									TD	850	
			TB	≤16	–	–	–	–	TB	700	
		Si = 0,30	TD	≤16	600÷750	350	18	–	Tn	850	
									A	600	
				16÷40	580÷730	340	17	–	Ms	330	
		Mn = 0,80	TF	≤16	750÷900	500	16	–	Ac_1	730	
				16÷40	680÷830	440	17	–	Ac_3	770	
			To	HRC = 60					TCl	780 ÷ 660 × 1h	
	UNI - 40 Ni Cr Mo 4	C = 0,40	TB	≤12	–	–	–	2400	Pf	1100 ÷ 900	Acciai per pezzi bonificati e induriti superficialmente ad induzione.
									TD	860	
		Si = 0,30							TB	700	
			TF	≤16	1000÷1150	850	13	–	Tn	850	
		Mn = 0,70							A	600	
		Ni = 1,00							Ms	325	
				16÷40	950÷1100	750	14	–	Ac_1	740	
		Cr = 0,9							Ac_3	790	
		Mo = 0,20	To	HRC = 57					TCl	8000 ÷ 650 × 1h	

ISBN 88-408-1028-5

Tab. 3-10 Acciai resistenti allo scorrimento viscoso.

GRUPPO	SIGLA	Composizione media %	TT	Ø/s mm	R_m MPa	R_s MPa	A %	HB MPa	Temperatura di (°C)		Note
RESISTENTI ALLO SCORRIMENTO VISCOSO	UNI - 12 Cr Mo 20	C = 0,12	TB	≤12	–	–	–	2000	Pf	1100 ÷ 900	Per collettori surriscaldatori e scambiatori di calore per industrie chimiche e petrolchimiche. Normalmente impiegato allo stato TF.
			TF	≤12	650÷800	500	–	–	TD	920	
		Si = 0,35	TT	Caratteristiche di scorrimento a caldo (MPa)					TB	750	
				°C	10.000 h		100.000 h		Ta	900	
		Mn = 0,45			1%	R	1%	R	A	680	
									Ms	–	
		Cr = 5,00	TB	500	100	150	80	120	Ac_1	810	
				550	59	90	45	70	Ac_3	860	
		Mo = 0,55		600	35	60	20	35	TCI	850 ÷ 760 × 3h	
	UNI - 40 Cr Mo 4	C = 0,40	TB	≤12	–	–	–	2450	Pf	1100 ÷ 850	Per tiranti e bulloneria resistenti allo scorrimento a caldo. Durissimo, di facile forgiabilità e lavorabilità a freddo.
			TC	≤16	–	–	–	2200	TD	900	
			TF	≤16	1000÷1150	850	11	–	TB	720	
		Si = 0,30		16÷40	950÷1100	800	12	–			
				40÷100	850÷1000	670	13	–	To	870	
				100÷200	820÷970	620	13	–			
		Mn = 0,85		200÷300	800÷950	600	13	–	A	625	
			TT	Caratteristiche di scorrimento a caldo (MPa)					Ac_1	750	
		Cr = 1,00		°C	10.000 h		100.000 h		Ac_3	790	
					1%	R	1%	R			
			TF	450	200	250	120	190	Ms	–	
		Mo = 0,20		500	90	140	40	60	TCI	800 ÷ 670 × 3h	
				550	30	50	10	20			

Tab. 3-11 Acciai inox martensitici.

GRUPPO	SIGLA	Composizione media %	Caratteristiche meccaniche						Temperatura di (°C)		Note
			TT	Ø/s mm	R_m MPa	R_s MPa	A %	HB MPa			
INOX MARTENSITICI	UNI - X 12 Cr 13 (410) (*)	C = 0,12	TB	≤16	–	–	–	2200	Pf	1150÷900	Impieghi: bulloneria e parti di macchine poco sollecitate. Saldabilità: discrete con preriscaldo e trattamenti termici dopo saldatura. Resistenza corrosione: buona in condizioni corrosive medie.
		Si = 0,40							TD	990	
									TB	750	
		Mn = 1,00	TF	≤16	750÷900	600	14	–	To	980	
		Cr =13							A	625	
									TCI	900 a 3h	
	UNI-X 12 Cr S 13 (416)	C = 0,12	TG	≤12	–	–	–	–	Pf	1150±900	Come il precedente per lavorazioni su macchine automatiche.
		Si = 0,80							TD	990	
		Mn = 1,25							TB	750	
		Cr =13	TF	≤16	750÷900	600	14		To	980	
		Mo ≤ 0,60							A	625	
		+S							TCI	900 a 3h	

(*) Simbologia AISI (American Iron And Steel Institute).

Tab. 3-12 Acciai inox ferritici

GRUPPO	SIGLA	Composizione media %	Caratteristiche meccaniche						Temperatura di (°C)		Note
			TT	Ø/s mm	R_m MPa	R_s MPa	A %	HB MPa			
INOX FERRITICI	UNI - X 6 Cr Al 13 (405) (*)	C = 0,06	TH	≤16	450÷600	250	25	1800	Pf	1150÷900	Impieghi: palette di turbine a vapore; costruzioni saldate. Saldabilità: buona; non è richiesto trattamento post-saldatura. Resistenza alla corrosione: buona in condizioni corrosive medie. Resiste all'ossidazione a caldo fino a 600 ÷ 650 °C.
		Si = 0,40									
		Mn = 1,00									
		Cr =13							TH	790	
		Al = 0,20									
	UNI-X 10 Cr S 17 (430F)	C = 0,12	TH	≤16	450÷600	300	20	1900	Pf	1100÷850	Impieghi: industria petrolifera (tubi, impianti di cracking, ecc.). Saldabilità: discreta. Può essere trafilato e laminato a freddo con facilità perché incrudisce lentamente: per tubi senza saldature. Ha buona resistenza all'ossidazione in aria con presenza di composti solforosi fino a 800 ÷ 850 °C.
		Si = 0,6									
		Mn = 1,00									
		Cr =17							TH	800	
		+S									

(*) Simbologia AISI (American Iron And Steel Institute).

ISBN 88-408-[illegible]

Tab. 3-13 Acciai inox austenitici

GRUPPO	SIGLA	Composizione media %	Caratteristiche meccaniche						Temperatura di (°C)		Note
			TT	Ø/s mm	R_m MPa	R_s MPa	A %	HB MPa			
INOX AUSTENITICI	UNI - X 5 Cr Ni 1810 (304) (*)	C = 0,05 Si = 0,50 Mn = 0,50 Cr =18 Ni = 10	TG	≤16	550÷600	250	40	1500÷9000	Pf TG	1150÷900 790	Per bulloneria, alberi valvola, articoli casalinghi. Saldabilità: buona solo per pezzi sottili destinati ad ambienti debolmente corrosivi, si richiede TG dopo la saldatura.
	UNI-X 6 Cr Ni Ti 1811 (321)	C = 0,06 Si = 0,50 Mn = 1,50 Cr =18 Ni = 11 Ti ≥ 5×C	TG	≤16	550÷750	220	40	1600÷2100	Pf TG	1100÷850 1100÷850	Stabilizzato al titanio (insensibile alla precipitazione dei carburi per effetto della saldatura o della permanenza ad alte temperature. Per alte temperature (fino a 900 °C) in atmosfere corrosive. Palette per turbine a gas: anelli collettori e tubi di scarico per aerei. Saldabilità: ottima; non si richiede TT dopo saldatura. Insensibile alla corrosione intercristallina.

(*) Simbologia AISI (American Iron And Steel Institute).

Tab. 3-14 Acciai rapidi.

GRUPPO	SIGLA	Composizione media %	Caratteristiche meccaniche			Temperatura di (°C)		Note
			TT	HRC	HB MPa			
ACCIAI RAPIDI	UNI - X 80 W V 18 K U	C = 0,80	TC		2600	Pf	1150÷980	–
		Si = 0,35				TG	850÷900	
		Mn = 0,30				To	850 ↓ 1280 ↓ 620	Acciaio rapido tipo 18 - 4 - 2 $\theta \leq 550$ °C.
		W = 18						
		Cr = 4	TF	65	–			
		V = 2						
		Mo = 0,70				A	550	
	UNI-X 75 W 18 K U	C = 0,75	TC		2600	Pf	1200÷900	
		Si = 0,35				TG	850÷900	
		Mn = 0,20				To	850 ↓ 1270 ↓ 620	Acciaio rapido del Taylor 18 - 4 - 1 - $\theta \leq 520$ °C.
		W =18						
		Cr = 4	TF	65	–			
		V = 1				A	1000÷1100	

ISBN 88-408-1028-

Tab. 3-15 Acciai super rapidi.

GRUPPO	SIGLA	Composizione media %	Caratteristiche meccaniche TT	HRC	HB MPa	Temperatura di (°C)		Note
ACCIAI SUPER RAPIDI	UNI - X 80 W Co 18 10 KU	C = 0,80	TC	–	2800	Pf	1150÷980	θ ≤ 600 °C.
		Si = 0,30				TC	900	
		Mn = 0,25				To	800 ↓ 1290 ↓ 620	
		W = 18						
		Cr = 4	TF	66	–			
		V = 1,75						
		Co = 10						
		Mo = 0,70				A	560	
	UNI-X 150 W Co V 13 05 05	C = 0,50	TC		2600	Pf	1200÷900	θ ≤ 630 °C.
		Si ≤ 0,5				TC	850÷900	
		Mn = 0,5				To	850 ↓ 1270 ↓ 620	
		W =13						
		W = 18	TF	65	–			
		Cr = 4						
		V = 5						
		Co = 5						
		Mo = 1				A	1000÷1100	

Tab. 3-16a Acciai da utensili per lavorazione a freddo.

GRUPPO	SIGLA	Composizione media %	Caratteristiche meccaniche TT	HRC	HB MPa	Temperatura di (°C)		Note
UTENSILI PER LAVORAZIONI A FREDDO	UNI - X 150 Cr Mo 12 KU	C = 1,00	TB		1990	Pf	1150÷980	Utensili per lavorazioni a freddo di limitato impegno, matrici per chiodi, rupi a bordare, stampi a freddo di forma semplice, lame di cesoia, lame e lamette da rasoio, punzoni, ecc.
		Si = 0,30				TB	1150÷980	
		Mn = 0,30	TF	60	–	Ts	1150÷980	
		V = 0,10				A	560	
	UNI-X 210 W Cr 13 KU	C = 0,58	TB		2200	Pf	1200÷900	Particolarmente indicato per utensili soggetti a urti violenti e ripetuti: punzoni per forare, trance a caldo $\theta < 300$ °C e a freddo, ecc.
		Si = 0,75				TB	740	
		Mn = 0,30						
		W =2,25		56		T	870	
		Cr = 1				A	300	

ISBN 88-408-1028-5

Tab. 3-16b Acciai da utensili per lavorazione a freddo.

GRUPPO	SIGLA	Composizione media %	Caratteristiche meccaniche			Temperatura di (°C)		Note
			TT	HRC	HB MPa			
UTENSILI PER LAVORAZIONI A FREDDO	UNI - C 100 KU	C = 1,50	TC		2200	Pf	1150÷850	Indeformabile, autotemprante, utensili di forma complicata e di lunga durata, matrici e punzoni a tranciare e imbutire, e per estrusione a freddo, rulli e pettini per filettare, ecc.
		Si = 0,40				TC	1150÷980	
		Mn = 0,30						
		Cr = 12	TF	60	–	Ts	700 ↓ 1135	
		Mo = 0,80				A	550	
		V = 0,80						
	UNI - 90 Mn V Cr 8 KU	C = 0,90	TC		2400	Pf	1050÷850	Indeformabile, con massima resistenza all'usura. Trance, brocce, rulli e pattini per filettare, calibri di precisione, stampi, punzoni, di forma complicata, non sottoposti a trazione o flessione.
		Si = 0,35				TC	900	
		Mn = 2	TF	60	–	To	1000	
		Cr = 0,3				A	200	

Tab. 3-17 Acciai da utensili per lavorazione a caldo.

GRUPPO	SIGLA	Composizione media %	Caratteristiche meccaniche TT	HRC	HB MPa	Temperatura di (°C)		Note
UTENSILI PER LAVORAZIONI A CALDO	UNI - 40 Ni Cr Mo V16 Ku	C = 0,40	TB		2800	Pf	1100÷900	Autotemprante, indeformabile, per stampi di grandi dimensioni molto sollecitati e di forma particolare e che debbono essere trattati dopo incisione e pronti per l'utilizzazione.
		Si = 0,25				TB	650	
		Mn = 0,65						
		Ni = 3,75	TF	40	–	Ta	850	
		Cr = 1,75				A	550÷650	
		Mo = 0,55						
	UNI - X 37 Cr Mo V5 KU	C = 0,35	TB		2400	Pf	1100÷900	Utensileria per presse a estrusione; qualsiasi tempo per lavorazione a urto; stampi per pressofusione di leghe leggere. Bulloneria a caldo, ecc.
		Si = 0,90				TB	830	
		Mn = 0,40						
		Cr = 5	TF	48	–	Ta	1000	
		Mo = 1,30				A	500÷600	
		V = 0,45						

ISBN 88-408-1028-5

3-7 Brevi richiami sulla simbologia unificata nella classificazione delle ghise

a) Ghise grige

- *commerciali* : G00 (non è richiesta una determinata resistenza a trazione).
- *comuni* : G 10÷G 35 [R_m (a trazione) ≥ 100÷350 MPa].

b) Ghise malleabili

- *a cuore bianco* : W 40-05 (R_m ≥ 400 MPa, A = 5%).
- *a cuore nero* : B 35-10 (R_m ≥ 350 MPa, A =10%), P 55-04 (R_m ≥ 550 Mpa, A = 4%

c) Ghise sferoidali

- *ghise sferoidali* : GS 400/12 (R_m ≥ 400 MPa; A = 12%).

3-8 Brevi richiami sulla simbologia unificata delle leghe di rame

a) Rame

Esempio: CU–CATH (Cu ≥ 99,9%) = rame elettrolitico sotto forma di catodi (per leghe pregiate).

b) Leghe di rame da fonderia

- *allo stato di pani* (contraddistinte con la lettera iniziale G);
- *allo stato di getti* (contraddistinte con le lettere iniziali:
  Gs = getti colati in sabbia;
  Gc = getti colati in conchiglia per gravità;
  Gp = getti colati in conchiglia sotto pressione).

Bronzi — Esempio: G–Cu Sn 20; designazione facoltativa: G–B 20 (Sn = 20%).

Bronzi speciali — Esempio: Gs–Cu Sn 4 Zn 2 Pb 1 (Sn = 4%; Zn = 2%; Pb = 1%).

Ottoni — Gc–Cu Zn 40; designazione facoltativa: Gc–OT 60 (Zn = 40%).

Ottoni speciali — G-Cu Zu 38 Pb 2; designazione facoltativa: G–OT S 60 Pb 2 (Zn = 38%; Pb = 2%).

Cupralluminio — Gc–Cu Al 11 Fe 4 (Al = 11%; Fe = 4%).

c) Leghe di rame da lavorazione plastica

- *leghe allo stato grezzo di fusione* (contraddistinte con la lettera iniziale P);
- *leghe allo stato di semilavorati* (contraddistinte con le lettere iniziali:
  Pl = laminati;
  Pe = estrusi;
  Pf = fucinati;
  Ps = stampati;
  Pt = trafilati).

Bronzi — P–Cu Sn 8; designazione facoltativa: P–B8 (Sn = 8%).

Bronzi speciali Pl–Cu Sn 6 Zn 1 (Sn = 6%; Zn = 1%).

Ottoni Pe–Cu Zn 40; designazione facoltativa: Pe–OT 60 (Zn = 40%).

Ottoni speciali Pf–Cu Zn 40 Pb 2; designazione facoltativa: Pf–OT 58 Pb.

Cuprallumινio Pt–Cu Al 4.

Dopo i simboli relativi agli elementi in lega e i valori delle relative percentuali, si possono avere indicazioni relative al trattamento termico subito dalla lega:

- R = ricotto; H = incrudito (la lettera H è seguita da un numero di due cifre indicanti il grado percentuale di incrudimento; vedi paragrafo 5-2); T = temprato; B = bonificato; V = rinvenuto; D = normalizzato; A = invecchiato artificialmente.
  Es.: Pt–Cu Zn 40 H 10

3-9 Brevi richiami sulla simbologia unificata delle leghe di alluminio

a) Leghe di alluminio da fonderia:

- *di prima fusione*
  - *allo stato di pani* (contraddistinte con la lettera iniziale G);
  - *allo stato di getti* (contraddistinte con le lettere iniziali:
    Gs = getti colati in sabbia;
    Gc = getti colati in conchiglia per gravità;
    Gp = getti colati in conchiglia sotto pressione).
- *di seconda fusione.*

Le leghe di seconda fusione sono contraddistinte con lettere iniziali SG (la lettera G non porta indici).

Queste leghe trovano impiego solo in fonderia e non vengono mai usate per lavorazioni plastiche.

Dopo i simboli relativi agli elementi in lega e i valori delle relative percentuali, si possono avere indicazioni relative al trattamento termico subito dalla lega:

T = tempra con raffreddamento in acqua (10÷30 °C);
Ts = tempra dipendente da raffreddamento nella forma in sabbia;
Tc = tempra dipendente da raffreddamento nella forma metallica (conchiglia);
Tb = tempra con raffreddamento in acqua calda (60÷80 °C);
To = tempra con raffreddamento in olio;
Ta = tempra con raffreddamento in aria;
N = stagionatura naturale dopo tempra;
A = rinvenimento (a temperatura > 50 °C) dopo tempra;
S = stabilizzazione dimensionale;
R = ricottura;
B = bonifica (tempra seguita da stagionatura o rinvenimento).

La simbologia del trattamento termico viene completata con una frazione al cui numeratore viene indicata la temperatura del trattamento (in °C/10) e al denominatore viene indicata la durata in ore del trattamento stesso.

Leghe alluminio-silicio Esempi: Gs–Al Si 13
Gp–Al Si 13 F

ISBN 88-408-1028-5

Leghe alluminio-silicio (continuazione)	Esempi:	Gc–Al Si 5,5 Cu T 50 A 15/3 SG–AL Si 7 Mg Mn.
Leghe alluminio-rame	Esempio:	G–Al Cu 8.
Leghe alluminio-magnesio	Esempio:	G–Al Mg 10.
Leghe alluminio-zinco	Esempio:	G–Al Zn 5 Mg Fe.

b) Leghe di alluminio da lavorazione plastica

- *Leghe allo stato grezzo di fusione* (contraddistinte con la lettera iniziale P);
- *Leghe allo stato di semilavorati* (contraddistinte con le lettere iniziali:
  Pl = laminati;
  Pe = estrusi;
  Pf = fucinati;
  Ps = stampati;
  Pt = trafilati).

Per tali leghe si riporta tra parentesi anche la simbologia usata dalla Aluminum Association.

- *Leghe alluminio-manganese* (tipo Aluman)
  Esempio: Pt–Al Mn 1,2 Cu (3003)
- *Leghe alluminio-magnesio* (tipo Peraluman)
  Esempio: Pf–Al Mg 4,5 (5083)
- *Leghe alluminio-silicio-magnesio* (tipo Anticorodal)
  Esempio: P–Al Mg Si (6060)
- *Leghe alluminio-silicio-magnesio-manganese* (tipo Anticorodal)
  Esempio: P–Al Si 1 Mg Mn (6082)
- *Leghe alluminio-zinco-magnesio-rame* (tipo Ergal)
  Esempio: P–Al Zn 5,8 Mg Cu (7075)
- *Leghe alluminio-rame-magnesio-manganese*
  Esempio: P–Al Cu 4,5 Mn Mg (2024)

3-10 Leghe di zinco

a) **Leghe zama**
Esempio: Zn Al 4 Cu 3; sono adatte sia per fusione, che per lavorazione plastica (laminazione, trafilatura): sono però particolarmente adatte per la pressofusione.

b) **Leghe antifrizione (metalli bianchi antifrizione)**
Esempio: Sn Sb 6,5 Cu 3,5.

3-11 Bibliografia

Giusti, F., *Tecnologia Meccanica e studi di fabbricazione*, Tipografia Editrice Pisana, Pisa 1980.

AIMAT, *Manuale dei materiali per l'ingegneria*, Mc Graw Hill, 1996.
Manuali commerciali Breda e Cogne.

4 I procedimenti di fabbricazione per fusione

4-1 Generalità

La fabbricazione per fusione rappresenta una delle tecniche più antiche e versatili per la realizzazione di greggi destinati alle lavorazioni per asportazione di truciolo. L'arte del fonditore, che ha permesso nei millenni la fusione di opere artistiche di eccezionale valore, si è progressivamente, trasformata, raffinandosi, in vera e propria tecnica industriale volta alla produzione di importanti componenti usati in tutti i settori applicativi.

La tecnica fusoria consiste fondamentalmente nel preparare una cavità detta *forma*, che ricopia al negativo il pezzo che si desidera realizzare, nella quale si cola la lega scelta per il pezzo, allo stato fuso; a solidificazione avvenuta ciò che si estrae dalla forma è appunto il *greggio* di fusione. I metodi di *formatura*, cioè di preparazione della forma, si distinguono solitamente in due gruppi:

a) i metodi di formatura in forma *transitoria*, caratterizzati dal fatto che ogni forma può essere utilizzata per una sola colata e viene distrutta al momento dell'estrazione del greggio;

b) i metodi di formatura in forma *permanente* (o in conchiglia), nei quali la forma viene progettata e realizzata in modo da poter essere utilizzata per un elevato numero di colate.

Nei successivi paragrafi questi due metodi saranno ampiamente descritti e inquadrati nel loro campo di applicazione; in particolare ne sarà discussa la possibilità e la convenienza di impiego in funzione del materiale del greggio, delle dimensioni e della geometria del pezzo, del numero di pezzi da produrre.

La tecnica fusoria è stata prima definita come versatile: ciò significa appunto che essa mette a disposizione una vasta gamma di procedimenti che permettono di realizzare sia produzioni in serie che in pochi esemplari.

Essi permettono di colare più o meno tutte le leghe di interesse tecnico e di realizzare pezzi di peso variabile da pochi grammi a centinaia di tonnellate. È possibile realizzare pezzi con forma semplice e complessa, del tutto simili al pezzo finito a meno dei *soprametalli*, le parti appunto che sono asportate con le macchine utensili per la realizzazione delle superfici funzionali.

ISBN 88-408-102

4-2 La progettazione dei modelli e delle anime

4-2-1 Definizioni generali

Tralasciando momentaneamente i procedimenti di formatura in forma permanente, che meritano un discorso a parte, i procedimenti di formatura in forma transitoria hanno in comune il fatto che la forma viene realizzata utilizzando un *modello* e una o più *anime* (fig. 4-1): il modello ha la funzione di generare nella forma le superfici corrispondenti a quelle esterne del greggio, mentre le anime hanno lo scopo di creare nel greggio le cavità previste dal progetto. La forma è realizzata mediante un idoneo *materiale da formatura*, con opportune caratteristiche tecnologiche, contenuto in apposite staffe, o nel pavimento stesso della fonderia o autoportante. Le anime generalmente sono realizzate tramite altre forme, chiamate *casse d'anima*, utilizzando lo stesso materiale di formatura impiegato per la forma.

Altri dispositivi indispensabili per la riuscita del getto sono sempre presenti nella forma: il *sistema di colata*, attraverso il quale la lega fusa entra nella forma e la *materozza*, avente la funzione di compensare il ritiro del getto durante la solidificazione.

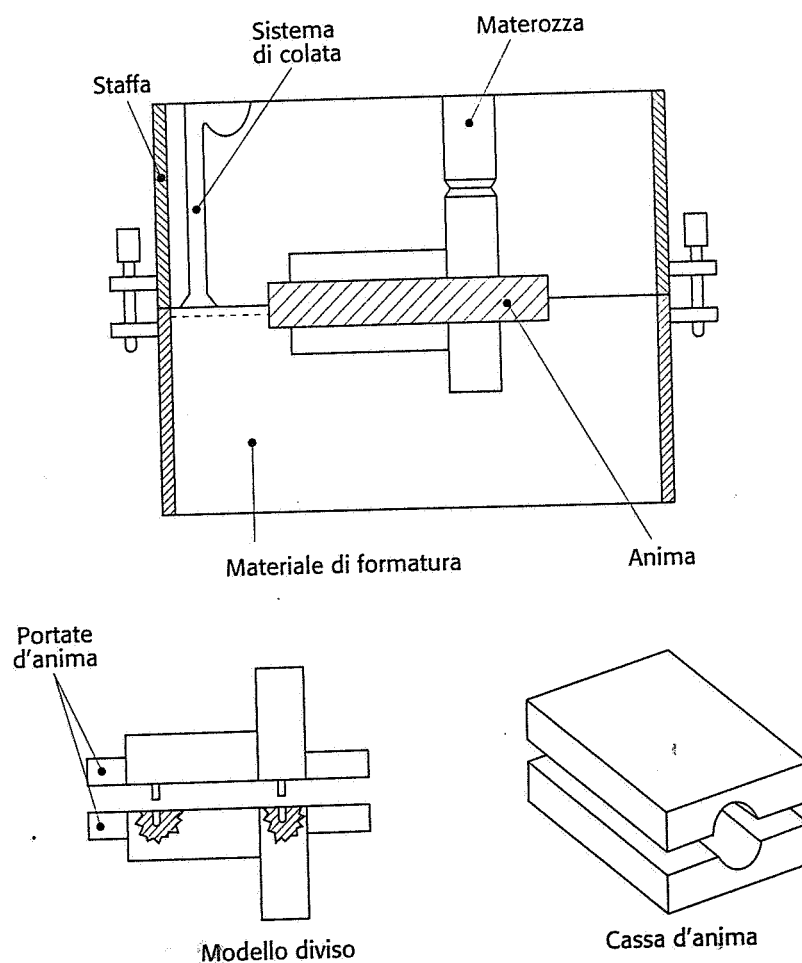



Fig. 4-1 Formatura in terra con staffe: elementi principali.

4-2-2 *Dal disegno dell'elemento finito al disegno del modello e delle anime*

4-2-2a Problemi di estraibilità del modello

Il primo problema che il tecnologo deve risolvere nello studio del ciclo di fusione in forma transitoria di un componente meccanico è la scelta del piano di divisione delle staffe o comunque delle due parti della forma: infatti è ovvio che il modello, dopo aver svolto la sua funzione di permettere la costruzione della forma, deve poter essere estratto dalla forma stessa senza danneggiarla. Nel caso di forme permanenti il problema è del tutto analogo, pur trattandosi in tal caso del getto e non del modello che deve poter essere estratto dalla conchiglia.

Le parti del modello che, durante l'estrazione, rovinerebbero la forma si dicono in *sottosquadro* (o controsformo) e lo studio di cui sopra è noto come «soluzione dei sottosquadri». Esistono infinite soluzioni a questo problema, tante quanti sono i possibili piani di divisione di un modello; per prima cosa si tratta quindi di esaminare le possibili soluzioni, come indicato in figura 4-2, fino a trovare, se esiste, quella adatta. Se, come indicato nella figura, la soluzione non esiste (ciò capita spesso anche per pezzi non molto complessi), si può ricorrere a uno dei seguenti metodi, descritti in ordine di *costo crescente:*

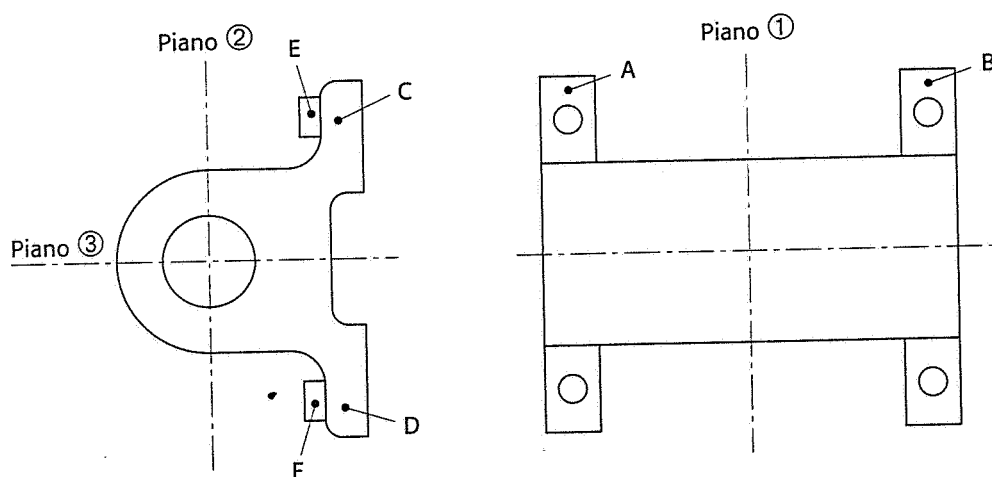



Fig. 4-2 Scelta del piano di divisione per l'eliminazione dei sottosquadri: il piano ① trova il sottosquadro in A e B, il piano ② trova il sottosquadro in C e D, il piano ③ trova il sottosquadro in E, C, D, F.

- *Modifica del progetto* (fig. 4-3*a*): questa soluzione è quella più economica ed è basata su uno stretto rapporto progettista-tecnico di produzione; il progettista può apportare modeste variazioni al progetto che, pur conservando la funzionalità prevista, evitino problemi di sottosquadro. Sarebbe auspicabile che il progettista disegnasse già tenendo conto dei problemi di produzione (vedi par. 1-4). La modifica al progetto riportata nella figura non è tuttavia senza problemi, in quanto comporta un aumento dello spessore del getto nella zona interessata e quindi ulteriori problemi tecnologici da risolvere (cavità di ritiro).
- *Tasselli* (fig. 4-3*b*): tale metodo consiste nell'utilizzare tasselli preparati separatamente, in pratica delle normali anime montate a sbalzo nella forma, inseriti nelle cavità ottenute prevedendo idonee portate d'anima sul modello. Tale metodo è il più usato quando il sottosquadro non può essere eliminato con una diversa scelta del

ISBN 88-408-1026-

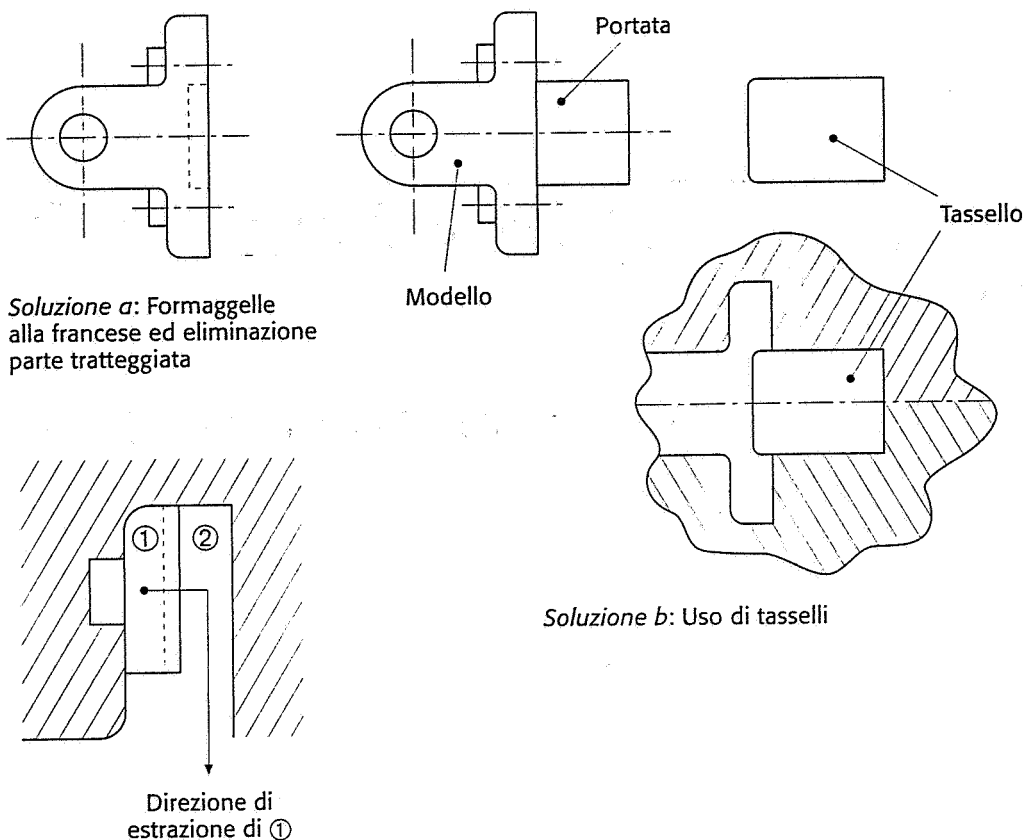



Fig. 4-3 Metodi per la risoluzione dei problemi di sottosquadro.

piano di divisione: infatti non incide apprezzabilmente sul tempo di preparazione delle forme e può sfruttare le moderne tecniche di costruzione delle anime, rapide e relativamente economiche. Questo stesso metodo è anche utilizzato nel settore delle forme permanenti (tasselli estraibili) con la differenza che in questo caso i tasselli sono realizzati in materiale metallico.

- *Modello scomponibile* (fig. 4-3c): tale metodo consiste nel realizzare la parte in sottosquadro del modello mobile rispetto al resto del modello: in questo modo, durante la sformatura, la seconda parte viene estratta normalmente, mentre la prima, rimasta dentro la forma, può essere estratta dal formatore con un'operazione manuale, spesso delicata e comunque costosa.

4-2-2b Soprametalli

La maggior parte dei procedimenti di fusione non permette di ottenere superfici con una qualità macro e microgeometrica tale da soddisfare in pieno le esigenze funzionali del progetto, per cui tale qualità deve essere ottenuta mediante lavorazioni alle macchine utensili per asportazione di truciolo. Ne risulta quindi che, sulle superfici che dovranno subire tali lavorazioni, è necessario prevedere uno spessore di materiale da asportare chiamato *soprametallo*. L'entità del soprametallo da prevedere su ogni superficie è un compromesso tra due esigenze: una di carattere economico, che tende a ridurre al minimo tale soprametallo, onde ridurre al minimo i tempi di lavorazione e gli sprechi di materiale e di energia, e una di carattere tecnologico, che tende a garantire un margine di sicurezza nei confronti di errori di formatura, difetti

superficiali e ritiri difficilmente prevedibili. I fattori che influenzano lo spessore di soprametallo sono i seguenti:

- le dimensioni del pezzo, e in particolare della superficie in esame;
- il tipo di lega con cui il pezzo deve essere realizzato;
- la qualità della superficie lavorata richiesta nel progetto;
- il tipo di formatura utilizzata.

La valutazione dello spessore del soprametallo è il risultato del calcolo economico impostato come sopra: esistono tuttavia tabelle di valori orientativi (riportate nei paragrafi relativi alla descrizione dei vari processi di formatura).

Può talvolta essere necessario aumentare lo spessore rispetto a quanto consigliato dalle tabelle o per semplificare la costruzione di un' anima (fig. 4-4*a*) oppure per regolare lo spessore di un getto e ottenere una migliore solidificazione (fig. 4-4*b*).

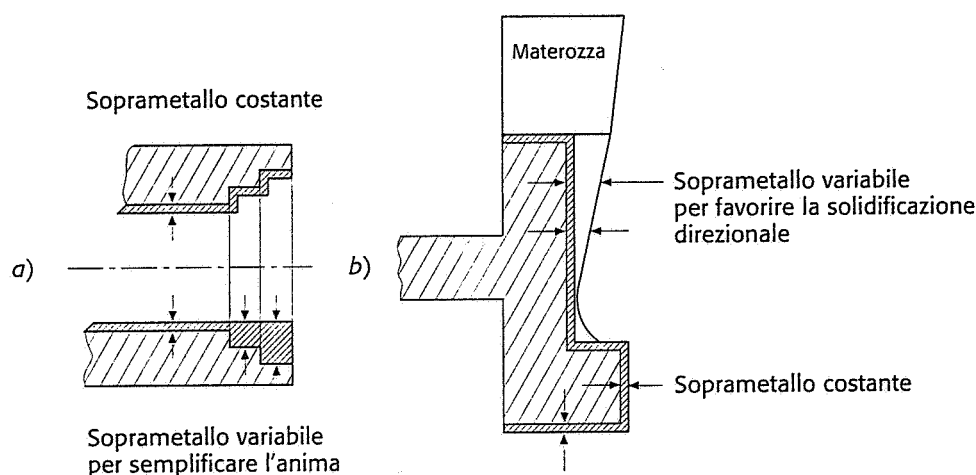



Fig. 4-4 Casi tipici di aumento del soprametallo: calcolato per motivi economici *a*) e per la qualità del getto *b*).

Per quanto riguarda i fori di piccole dimensioni occorre sempre valutare se è il caso di realizzarli di fusione, dotati di idoneo soprametallo, oppure di realizzarli completamente alle macchine utensili: il problema deve essere valutato in termini economici considerando prima di tutto le possibilità offerte dal particolare procedimento di formatura scelto. Infatti il diametro minimo delle anime varia da pochi millimetri nel caso di forma permanente ai 10-15 mm nel caso di formatura in terra con staffe. Il confronto economico tra l'una e l'altra soluzione deve tener conto da un lato, del tempo di lavorazione di un foro dal pieno, dall'altro del tempo necessario a costruire le anime e a posizionarle nella forma.

4-2-2c Angoli di sformo e raccordi

L'operazione di estrazione del modello dalla forma appena costruita è detta *sformatura*; si tratta di un'operazione delicata in quanto, se non eseguita correttamente, può provocare danni alla forma stessa tali da doverla riparare a mano, con dispendio di tempo, o addirittura da doverla scartare. Per agevolare quest'operazione i modelli da fonderia sono costruiti in modo da eliminare o ridurre al minimo le superfici perpendicolari al piano di divisione; ciò si ottiene inclinando tali superfici di un piccolo angolo, detto *angolo di sformo*, come indicato nella figura 4-5 evitando così che, nel movimento di estrazione del modello, la superficie trascini via il materiale di formatura. Alcuni valori tipici indi-

ISBN 88-408-1028-5

cativi degli angoli di sformo da prevedere sui modelli sono riportati nella figura 4-5. È opportuno notare che tali valori possono essere ridotti, diminuendo così l'entità del soprametallo da asportare con l'utensile, mediante l'uso di idonea verniciatura dei modelli in legno, oppure usando modelli metallici o usando appositi lubrificanti. Inoltre si deve tener conto del fatto che l'angolo di sformo dipende anche dal procedimento di formatura usato, cioè dal materiale di formatura; i valori indicati in figura si riferiscono al procedimento più semplice, cioè a quello di formatura in terra. Anche nel caso di formatura in forma permanente occorre prevedere angoli di sformo sulla conchiglia per facilitare l'uscita del pezzo solidificato e l'estrazione delle anime.

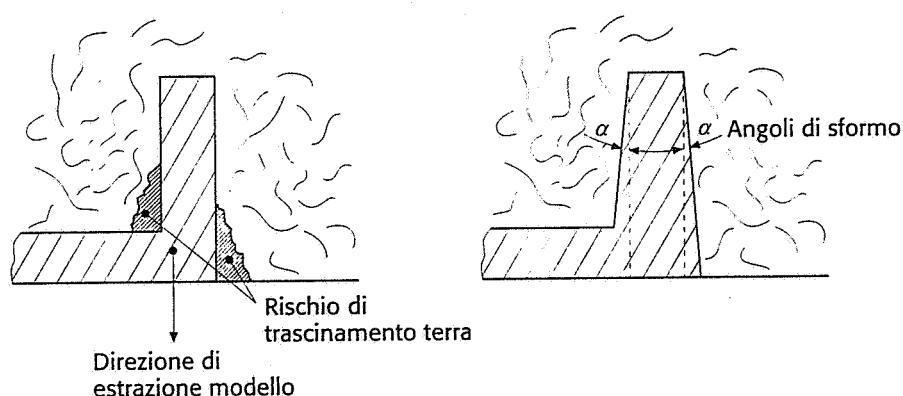



Fig. 4-5 Definizione di angolo di sformo e suoi valori indicativi.

Valori indicativi dell'angolo di sformo	
Modelli in legno	1°-2°
Modelli metallici	30'
Portate d'anima verticali	10°-12°
Nervature sottili	1'-2'

Inoltre gli spigoli vivi devono essere assolutamente eliminati mediante *raggi di raccordo* (fig. 4-6). Infatti:

- nelle forme transitorie gli spigoli vivi della forma o delle anime non resisterebbero all'azione erosiva della lega che fluisce nella forma e le parti asportate andrebbero a costituire delle inclusioni non metalliche nel getto;
- nelle forme permanenti, in particolare quelle per colata sotto pressione, gli spigoli vivi della forma costituirebbero zone di concentrazione di tensioni derivanti dalle sollecitazioni termiche e meccaniche a cui la conchiglia è sottoposta durante la colata, con possibili inneschi di fratture. In ambedue i casi esiste comunque un problema di tipo metallurgico: infatti negli spigoli i cristalli colonnari che si formano durante la solidificazione del getto danno origine a piani di possibile frattura nel getto stesso.

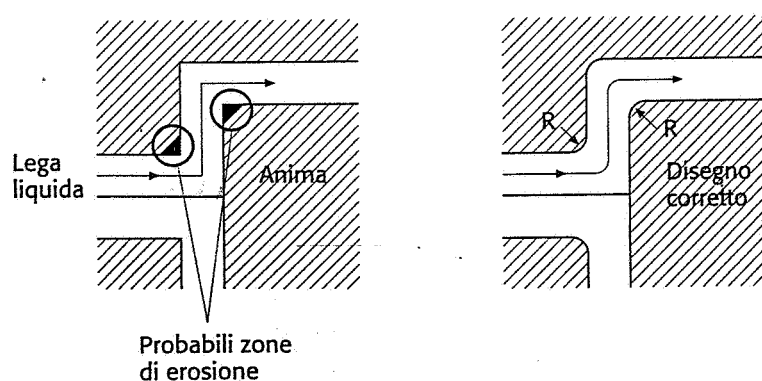
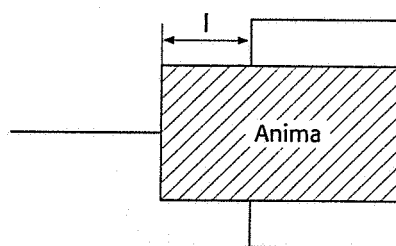



Fig. 4-6 Funzione dei raggi di raccordo sugli spigoli della forma e dell'anima.

4-2-2d Portate d'anima

Le portate d'anima devono essere previste sul modello per poter creare nella forma idonee sedi di appoggio di anime e/o di tasselli eventualmente presenti per risolvere dei sottosquadri.

Nel caso di anime disposte con asse parallelo al piano di separazione delle semiforme, le portate si fanno in genere *cilindriche* (fig. 4-7) avendo cura di eliminare gli spigoli vivi. La loro lunghezza deve essere tale da far sì che l'anima eserciti sulla forma, conseguentemente alla spinta di Archimede che è presente durante la colata, una pressione specifica inferiore a quella massima ammissibile dal materiale di formatura. Nel caso poi di anima o tassello a sbalzo (quando tale posizionamento non possa essere evitato), è necessario prolungare la portata d'anima in modo che il baricentro dell'anima cada nella zona di appoggio, evitando così cadute dell'anima nella forma durante le operazioni di ricomposizione della forma stessa.

Portata d'anima cilindrica per anima orizzontale su due appoggi

Anima a sbalzo

Portata d'anima per anima verticale

Fig. 4-7 Esempi di portate d'anima.

Le anime disposte con asse ortogonale al piano di separazione delle semiforme devono invece avere portate di forma tronco conica, cioè con ampio angolo di sformo, che permetta un agevole posizionamento dell'anima nella forma («ramolaggio»).

4-2-2e Ritiro

Le leghe comunemente impiegate in fonderia subiscono una contrazione volumetrica nell'intervallo compreso fra la temperatura di colata e quella ambiente; ne segue che il getto risulta di dimensioni inferiori a quelle della forma, per cui la forma deve essere di dimensioni opportunamente maggiorate rispetto alle dimensioni finali desiderate del greggio. Tale maggiorazione viene quindi prevista sul modello (o nella forma stessa nel caso di forma permanente); in pratica è molto difficile prevedere come il getto si contrae nei vari punti, quindi si è soliti usare un coefficiente di *ritiro lineare medio* (tab. 4-1) per maggiorare le dimensioni del modello.

ISBN 88-408-1028-5

MATERIALI	RITIRO %(2)		
	Getti piccoli(1)	Getti medi(1)	Getti grandi(1)
Ghise grige	1	0,85	0,7
Ghise malleabili	1,4	1	0,75
Ghise legate	1,3	1,05	0,35
Acciaio	2	1,5	1,2
Alluminio e leghe	1,6	1,4	1,3
Bronzi	1,4	1,2	1,2
Ottoni	1,8	1,6	1,4
Leghe di magnesio	1,4	1,3	1,1

(1) I «getti piccoli» comprendono getti con una dimensione max < 500 mm; i «getti medi» comprendono getti con una dimensione massima compresa tra 500 e 1000 mm; i «getti grandi» comprendono getti con una dimensione massima < 1000 mm.
(2) Il ritiro delle cavità è in genere un po' minore (5–10%) rispetto a quello delle superfici esterne a causa della resistenza che oppongono le anime alla libera contrazione del metallo.

Tab. 4-1 Ritiri lineari per getti colati in sabbia (valori medi indicativi).

La figura 4-8 riassume le operazioni fin qui esposte per il passaggio dal disegno dell'elemento finito al disegno del modello. Nel caso di forme permanenti si perviene, con le stesse operazioni, al disegno della conchiglia, tenendo conto dei problemi e delle caratteristiche di questo tipo di formatura, che saranno trattate più avanti.

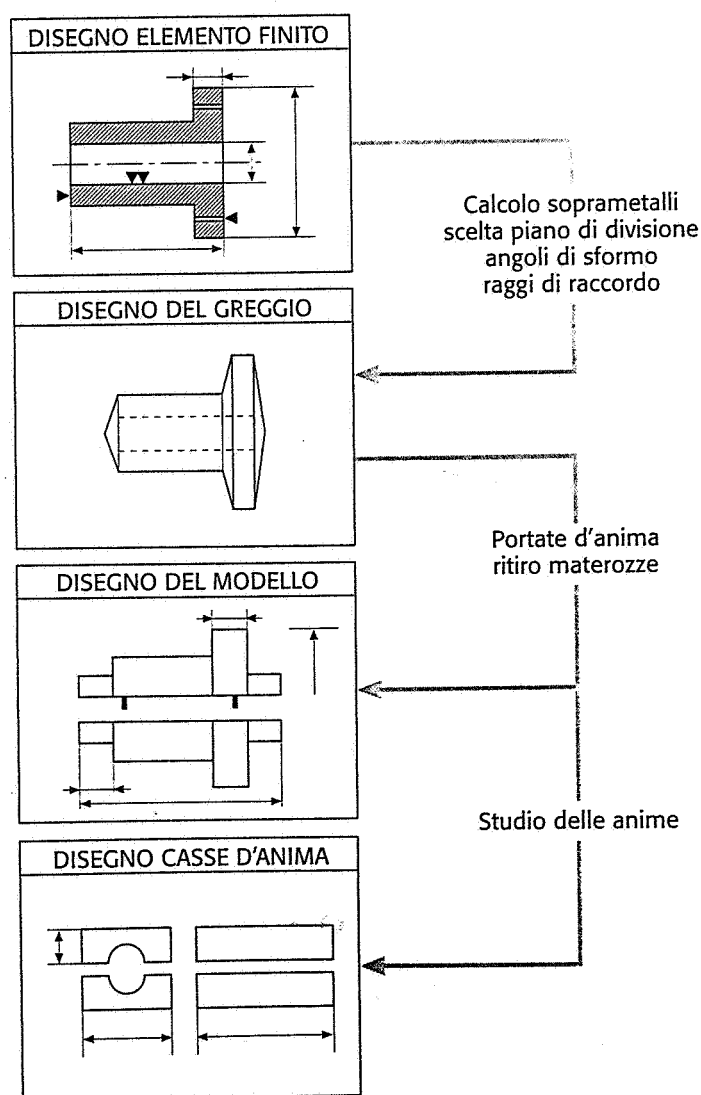



Fig. 4-8 Sintesi del procedimento per ottenere il disegno del modello e delle casse d'anima dal disegno dell'elemento finito.

4-2-3 I modelli da fonderia

Come già visto nel paragrafo precedente, tutti i procedimenti di formatura transitori utilizzano un *modello* per la costruzione della forma. Le caratteristiche costruttive del modello influenzano quindi in modo diretto la buona riuscita della forma e del greggio stesso. È opportuno quindi esaminare quali devono essere le caratteristiche che un buon modello da fonderia deve avere (oltre a quanto già detto):

- la *funzionalità* del modello esige che esso sia verniciato opportunamente (se in legno) con colorazioni dipendenti dalla lega con cui si effettua la colata e dalla presenza di superfici che subiranno lavorazioni successive. Ciò è importante sia per dare informazioni al formatore sia per scopi di magazzinaggio. La presenza poi di spine di riferimento nel caso di due semimodelli e di «piastrine di scampanatura», rende agevoli tutte le operazioni di formatura (fig. 4-9);

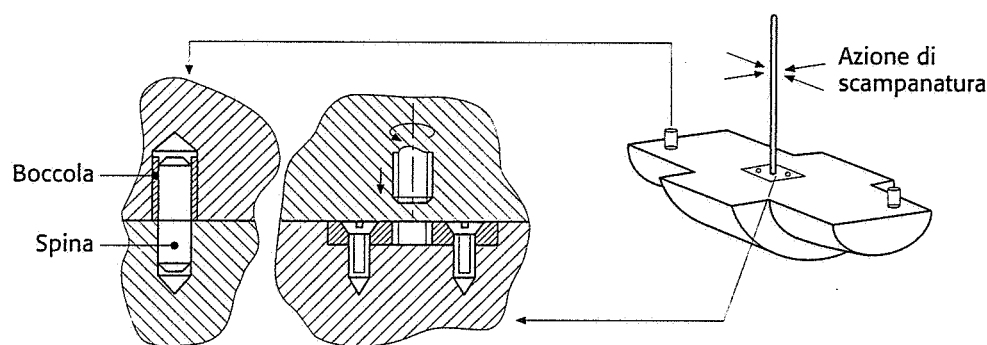



Fig. 4-9 Particolari costruttivi dei modelli: spine, boccole di riferimento e «piastrina di scampanatura».

- la *precisione* desiderata nel greggio impone una costruzione di qualità del modello, che dovrà quindi rispettare quote e tolleranze indicate sul disegno costruttivo. Un'idonea scelta del materiale del modello è alla base della qualità, come pure una buona tecnica costruttiva, specie nel caso del legno;
- la *durata* del modello è legata al tipo di produzione prevista. In particolare se la produzione è di serie o per lotti successivi, è opportuno realizzare il modello in modo che conservi le sue caratteristiche nel tempo, di fronte sia ai fenomeni di usura derivanti dalle operazioni di formatura sia alle deformazioni che esso potrebbe subire nella fase di magazzinaggio tra un lotto e il successivo per effetto di sbalzi di temperatura e umidità. Tale caratteristica non ha evidentemente senso nel caso di modelli *a perdere*, cioè quelli utilizzati per una sola formatura (vedi oltre).

Il materiale con cui realizzare un modello dipende da vari fattori e in particolare dal tipo di formatura scelto, dal tipo di produzione prevista, dalle dimensioni del modello stesso; in pratica il materiale da scegliere è quello che permette di realizzare il modello con le prestazioni richieste al minimo costo. I materiali più usati sono il *legno* (facilmente lavorabile, relativamente economico ma sensibile all'umidità), le *leghe metalliche* (impiegate per produzioni di serie e per modelli di piccole e medie dimensioni), le *materie plastiche* (facilmente lavorabili e insensibili all'umidità), la *cera* e il *polistirolo* (usati per i modelli a perdere).

ISBN 88-408-1028-5

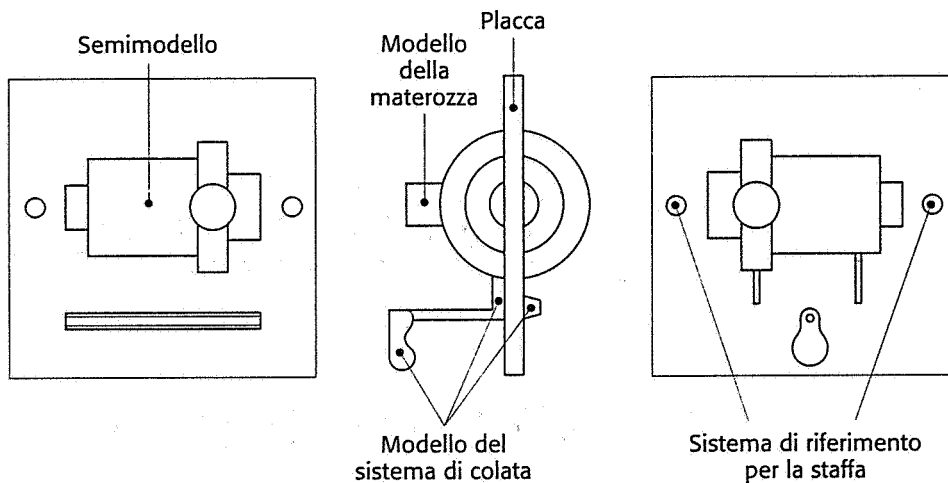



Fig. 4-10 Esempio di placca-modello.

Nel caso di produzione limitata a qualche esemplare di dimensioni piccole o medie, le ovvie esigenze economiche impongono di limitare i costi del modello, che perciò viene realizzato in legno secondo la configurazione classica del *modello diviso* (fig. 4-1). È proprio in questo caso che la verniciatura del modello si rivela particolarmente importante per le indicazioni che può fornire al formatore.

Nel caso invece di produzione in serie di getti di piccola e media dimensione il sistema più usato è quello della *placca-modello* (fig. 4-10). In questo caso ogni semimodello viene stabilmente collegato a una piastra di supporto dotata di idonei sistemi di riferimento con la staffa di formatura; sulla placca vengono inoltre fissati il sistema di colata e le materozze.

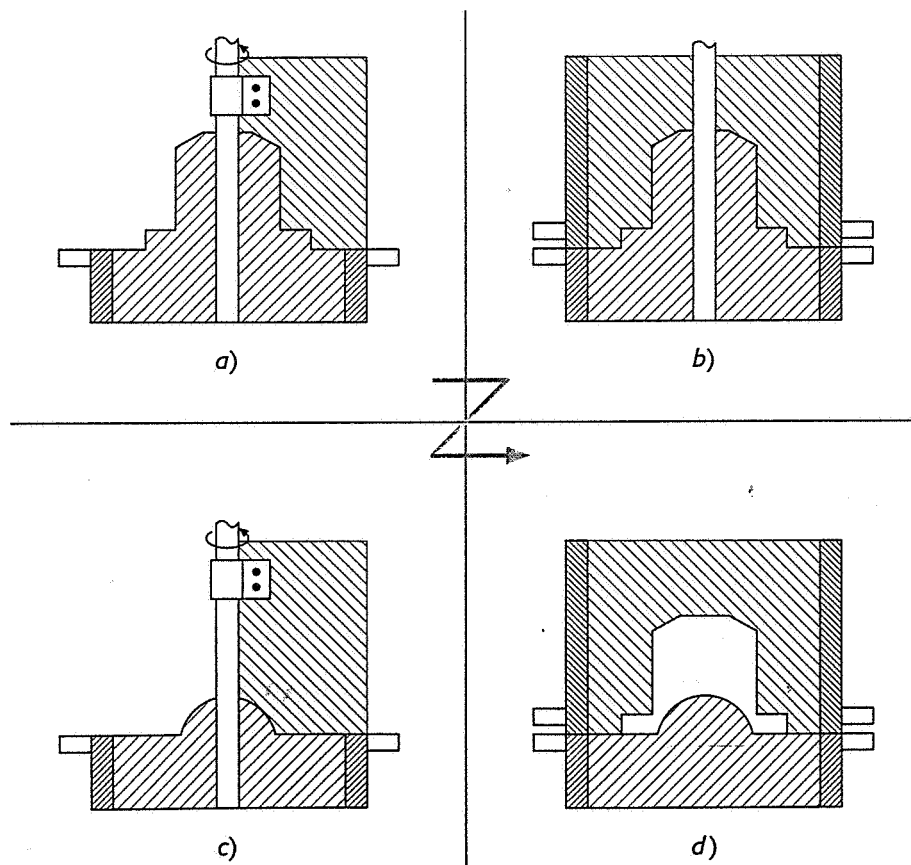



Fig. 4-11 Fasi del procedimento di formatura con modello a sagoma.

ISBN 88-408-1028-5

Nel caso di pezzi di piccole dimensioni, ogni placca può prevedere anche più modelli contemporaneamente. La placca modello risponde in pieno alle esigenze dell'automazione della produzione, non richiedendo posizionamenti manuali del modello o di altri componenti e, se realizzata in materiale plastico o metallico, assicura durata e assenza di deformazioni. Nei casi di produzione di un numero molto limitato di getti di grandi dimensioni, l'uso del sistema classico del modello diviso, prima visto, comporterebbe costi elevati anche usando il legno. Si ricorre quindi ai cosiddetti *modelli ridotti* del tipo a sagoma o del tipo a scheletro. Questi metodi sono caratterizzati dal limitato costo del modello, ma dal tempo di formatura elevato a causa delle numerose operazioni manuali e dall'elevata professionalità richiesta al formatore.

Nel caso di modello a *sagoma* (fig. 4-11), utilizzabile quando la struttura principale del getto è sostanzialmente un corpo di rivoluzione, le due forme vengono preparate utilizzando tavole di legno ritagliate secondo il profilo desiderato, che vengono fatte ruotare dal formatore intorno a un'asta verticale. Nel caso di modello a *scheletro* (fig. 4-12) il modello si basa su una struttura realizzata con tavole di legno, che viene completata manualmente con materiale da formatura compresso negli spazi liberi e conformato nella parte superficiale secondo la forma desiderata.

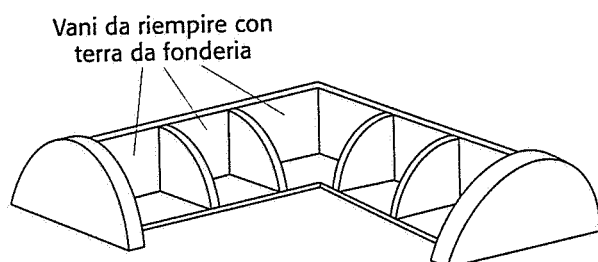



Fig. 4-12 Esempio di modello ridotto a scheletro.

4-2-4 Anime da fonderia

Come accennato nel paragrafo 4-2-1, le cavità eventualmente presenti nel getto sono realizzate mediante anime; esse sono costruite in materiale refrattario, essendo completamente avvolte da metallo liquido, e sono appoggiate, prima della chiusura della forma, sulle sedi preparate dalle portate d'anima presenti sul modello. Per la buona riuscita della colata le anime devono quindi avere le seguenti principali caratteristiche:

- *resistenza meccanica* di fronte ai carichi cui sono soggette durante la colata, cioè il peso proprio e la spinta di Archimede, e durante le operazioni di inserimento nella forma e di trasporto (nel caso di anime di grandi dimensioni). In particolare durante la colata occorre evitare che l'anima si infletta e provochi delle differenze indesiderate di spessore nel getto. Questa caratteristica viene garantita, quando la rigidezza flessionale fornita dal solo materiale di formatura non è sufficiente, da apposite armature in materiale metallico inserite nella struttura dell'anima in modo da formare un corpo unico: le armature possono avere forme e dimensioni molto variabili, come mostrato in figura 4-13, e nel caso di anime di grandi dimensioni devono prevedere appositi punti di presa per il trasporto con gru.

ISBN 88-408-1028-5

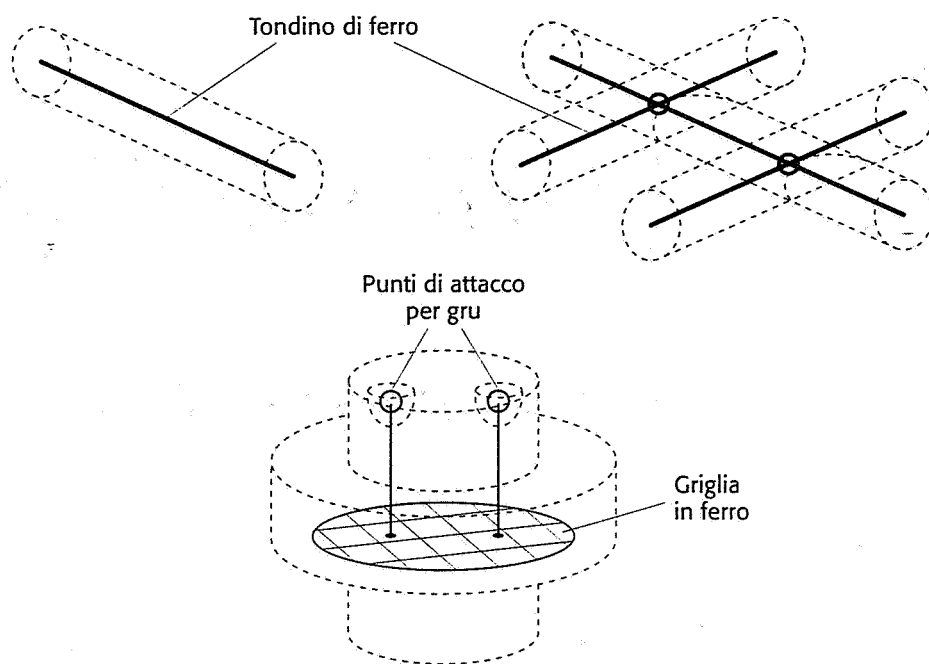



Fig. 4-13 Esempi di armature per anime in terra.

- *permeabilità* per permettere un agevole deflusso dei prodotti gassosi caldi che si formano durante la colata nel corpo dell'anima stessa, completamente avvolta dalla lega allo stato liquido. Nel caso che questo deflusso non venga assicurato, è molto probabile la formazione di soffiature (bolle piene di gas) nel getto. Normalmente la struttura dell'anima realizzata in materiale da formatura non garantisce una sufficiente permeabilità, per cui è necessario prevedere opportune canalizzazioni ricavabili durante la costruzione dell'anima o eventualmente già presenti nella struttura portante dell'anima stessa (*lanterne*) (fig. 4-14).

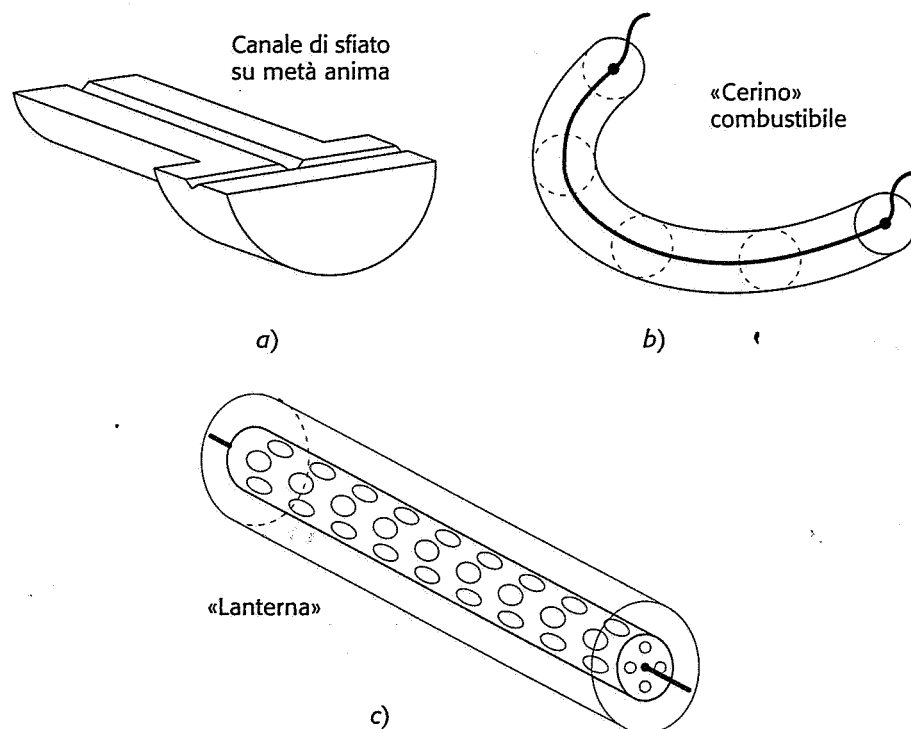



Fig. 4-14 Esempi di canalizzazioni per la raccolta e sfogo dei gas nelle anime: con canali ricavati su metà anima *a*), con il metodo del «cerino» *b*), con l'uso della «lanterna» *c*).

- *cedevolezza* durante il ritiro in modo da evitare tensioni residue nel getto: tale caratteristica è normalmente assicurata dalla porosità stessa del materiale di formatura, nel caso ovviamente di formatura transitoria.
- *sgretolabilità* tale da rendere rapida e agevole l'estrazione del materiale costituente l'anima dal getto distaffato. Questa caratteristica viene normalmente assicurata nelle forme transitorie da idonei additivi nel materiale di formatura.

Si noti che, nel caso di forme permanenti, le anime sono realizzate in metallo per cui, mentre la caratteristica resistenza meccanica è soddisfatta, la caratteristica permeabilità non interessa, in quanto l'uscita dell'aria o dei gas disciolti è assicurata da canalizzazioni nella conchiglia, la caratteristica cedevolezza non può essere soddisfatta per cui occorre prendere opportune precauzioni durante la colata, come il preriscaldamento della conchiglia, la caratteristica sgretolabilità non ha senso dato che le anime metalliche sono estratte meccanicamente grazie agli angoli di sformo presenti.

Per quanto riguarda le modalità costruttive delle anime per forme transitorie, il metodo più comune per le anime di piccole e medie dimensioni è quello della *cassa d'anima* (fig. 4-15) nel quale il materiale di formatura viene compresso, manualmente o tramite aria, in un contenitore che rappresenta al negativo la forma dell'anima desiderata. Tale metodo è valido sia nel caso di produzione di qualche esemplare sia per produzioni di serie: le uniche differenze sono il materiale (metallico o plastico nel caso di grande serie) e la presenza di alcuni accessori caratteristici del particolare procedimento usato o necessari per l'automazione del processo produttivo.

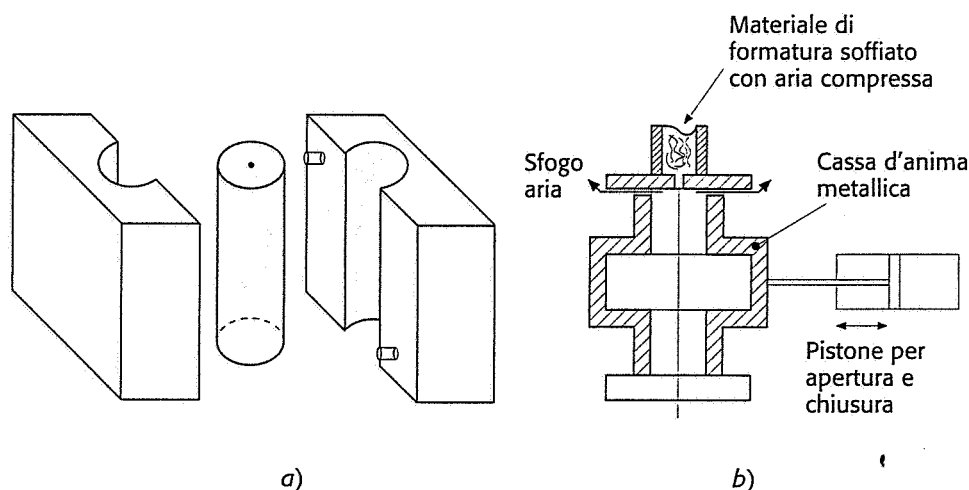



Fig. 4-15 Metodi di costruzione di anime in terra: con cassa d'anima *a*), con macchina spara-anime *b*).

Esistono altri metodi costruttivi delle anime che utilizzano metodi simili a quelli a sagoma o a scheletro già descritti per i modelli. Tra gli altri metodi si riporta nella figura 4-16 il classico metodo della *tornitura*, adatto evidentemente per anime di forma di rivoluzione aventi grandi dimensioni; il vantaggio di tale metodo, tipicamente manuale, quindi adatto alla produzione di prototipi, è quello dell'economicità e della garanzia di rispettare le caratteristiche di permeabilità e di resistenza meccanica, grazie alla presenza della lanterna.

ISBN 88-408-1028-5

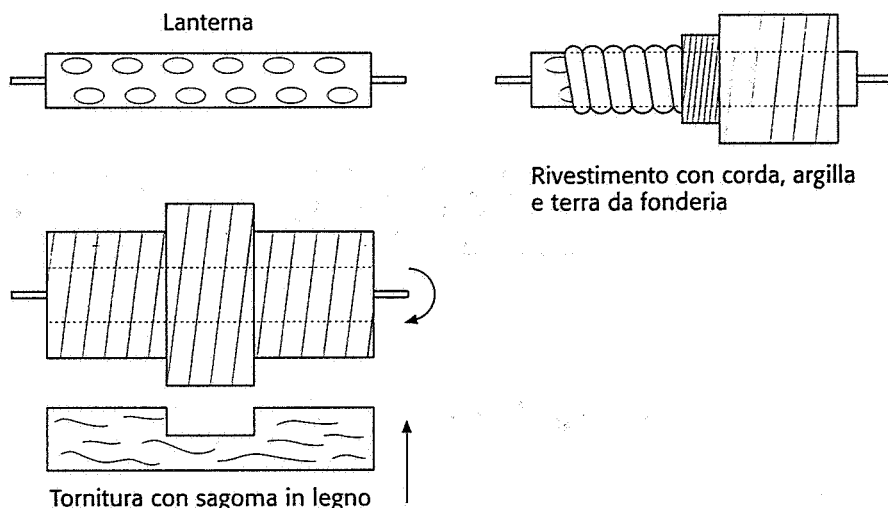



Fig. 4-16 Procedimento di tornitura di un'anima su «lanterna».

4-3 La solidificazione dei getti

Per poter progettare correttamente un componente da ottenersi per fusione e per poterne progettare la colata in modo da limitare gli scarti, è necessario conoscere i problemi legati alla solidificazione di una lega in una forma.

4-3-1 Il fenomeno del ritiro

Tutti i metalli o leghe, con poche eccezioni molto particolari, subiscono delle contrazioni volumetriche dal momento della colata fino alla temperatura ambiente. Con riferimento alla figura 4-17, si possono osservare tre tipi di ritiro, corrispondenti ai diversi intervalli di temperatura:

- il ritiro in *fase liquida*;
- il ritiro in *fase di solidificazione* (che, nel caso di leghe, avviene a temperatura variabile);
- il ritiro in *fase solida*.

Del ritiro globale su tutto l'intervallo di temperatura si tiene normalmente conto aumentando le dimensioni della forma. Del ritiro in fase solida è necessario tener conto con un opportuno disegno del getto (per es. costanza degli spessori) se si vogliono evitare tensioni interne in grado anche di deformare il pezzo.

Il ritiro in fase di solidificazione può provocare il difetto noto col nome di *cavità di ritiro* che deve essere assolutamente evitato in quanto, nella generalità dei casi, provoca lo scarto del getto. Nei metalli puri la solidificazione avviene con formazione di una «pelle» solida che procede dall'esterno all'interno fino a completa solidificazione; nella figura 4-18*a* è schematizzato il meccanismo secondo il quale, nella parte superiore del getto, si viene a formare la cavità di ritiro, mentre nella figura 4-18*b* è rappresentato l'aspetto reale del fenomeno che provoca il classico *cono di ritiro*.

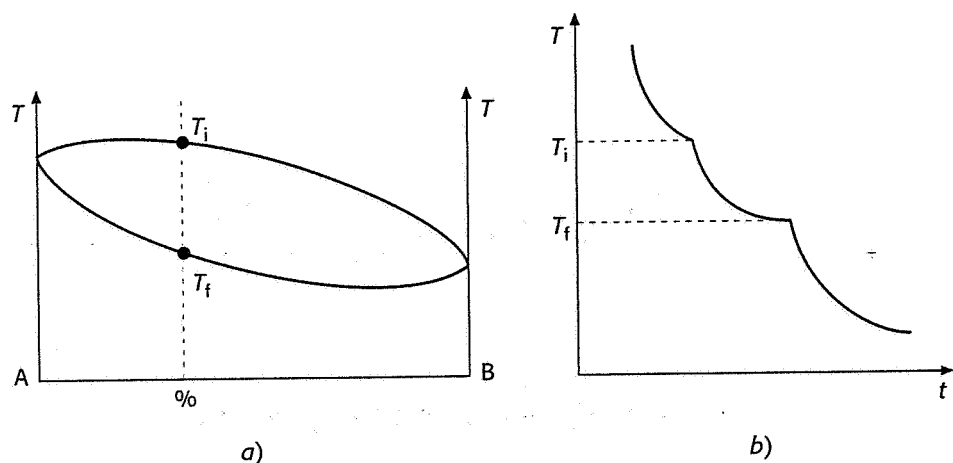



Fig. 4-17 Solidificazione delle leghe: diagramma di stato *a*), diagramma di raffreddamento *b*), andamento del volume specifico in funzione della temperatura *c*).

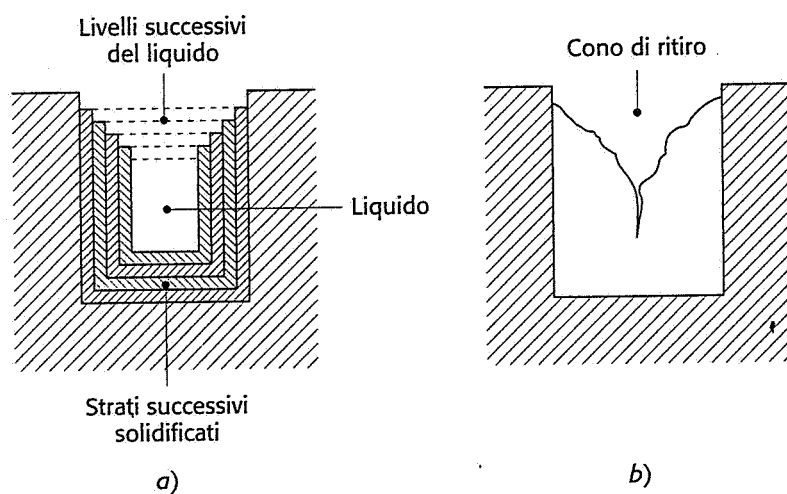
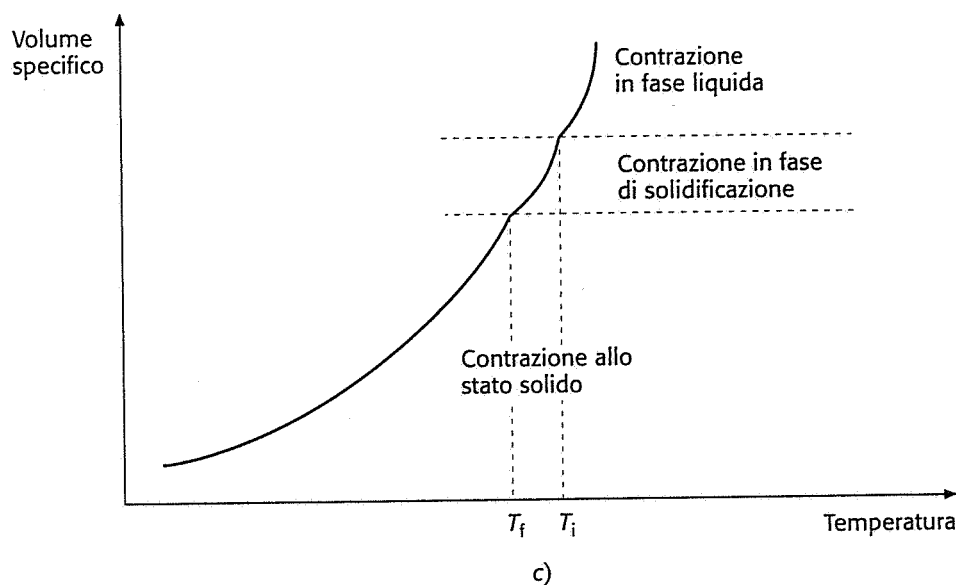



Fig. 4-18 Schematizzazione del processo di solidificazione di un getto: origine del «cono di ritiro».

Mentre nei metalli puri la superficie di separazione liquido-solido è molto regolare, le leghe solidificano con la formazione di strutture dendritiche, che si prolungano accrescendosi verso l'interno del getto dalla zona, che a contatto con la forma più fredda, è formata da una strut-

ISBN 88-408-1028-5

tura a grana più fine, come schematizzato in figura 4-19. L'ampiezza della zona dendritica è minore nel caso di leghe con limitato intervallo di solidificazione e nel caso di colata in forma metallica, laddove l'elevato coefficiente di scambio termico limita la velocità di accrescimento dei dendriti, favorendo invece la formazione di un elevato numero di grani solidificati. La struttura dendritica può provocare, oltre al classico fenomeno del cono di ritiro, anche la porosità interdendritica, cioè una contrazione volumetrica uniformemente distribuita in una zona del getto, spesso interna e quindi invisibile a prima vista.

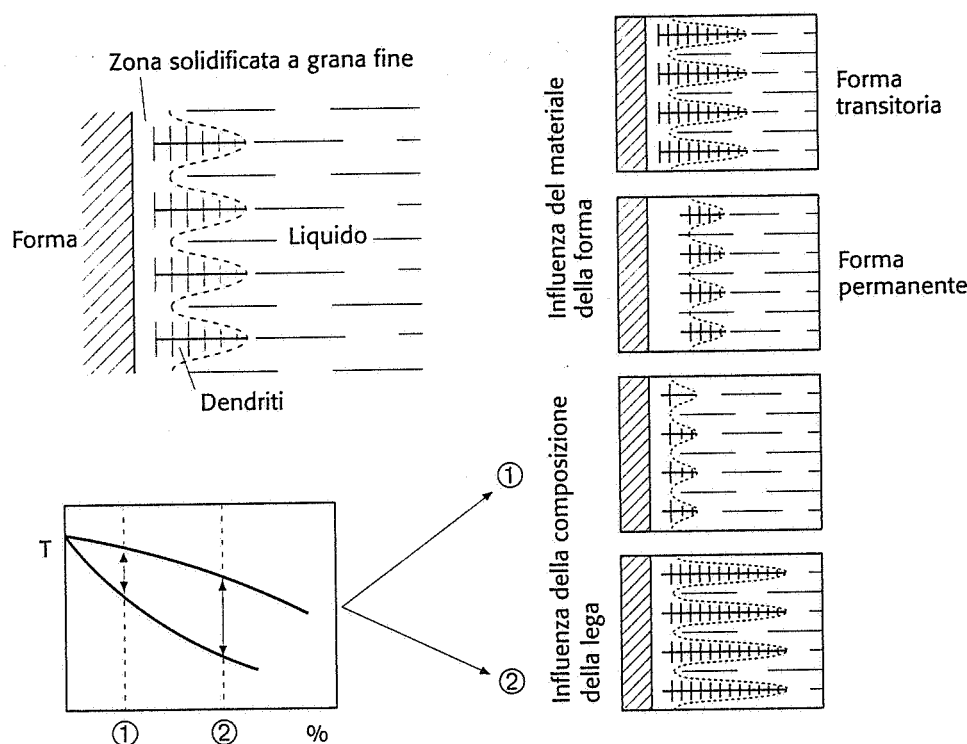



Fig. 4-19 Struttura dello strato solidificato. Influenza del materiale della forma e della composizione della lega.

4-3-2 La velocità di solidificazione

Lo studio della velocità di solidificazione di un getto richiede la risoluzione delle equazioni caratteristiche che regolano la trasmissione del calore tra metallo e forma; queste equazioni sono di soluzione tanto complessa che solo i moderni sistemi CAD, collegati al metodo agli elementi finiti, possono risolvere (par. 4-7-3). Da vari studi effettuati emergono però alcune considerazioni che permettono di affrontare il problema in modo approssimato, in genere sufficiente per gli scopi della maggior parte delle fonderie.

Per esempio gli studi di Chvorinov hanno dimostrato che il rapporto tra il volume di un getto e la sua superficie ha una notevole influenza sul tempo di solidificazione; questo rapporto si chiama *modulo di raffreddamento M*. Maggiore è il modulo di raffreddamento maggiore è il tempo di solidificazione. Ciò risulta intuitivo se si pensa che, a parità di volume, una maggior superficie di scambio termico accelera il raffreddamento. Due getti con lo stesso modulo solidificano nello stesso tempo.

Il modulo M può essere calcolato in modo approssimato nel caso di una piastra di grandi dimensioni rispetto allo spessore. Infatti se si considera un cubo immaginario di lato uguale allo spessore della pia-

ISBN 88-408-1028-5

stra (fig. 4-20), il suo modulo di raffreddamento è pari alla metà dello spessore, in quanto le superfici laterali di detto cubo non possono essere considerate di scambio termico; trascurando ciò che avviene ai bordi della piastra, dove la solidificazione è molto più veloce, si può ritenere che tutta la piastra abbia lo stesso modulo del cubo, cioè metà del suo spessore (essendo il modulo M dimensionalmente una lunghezza).

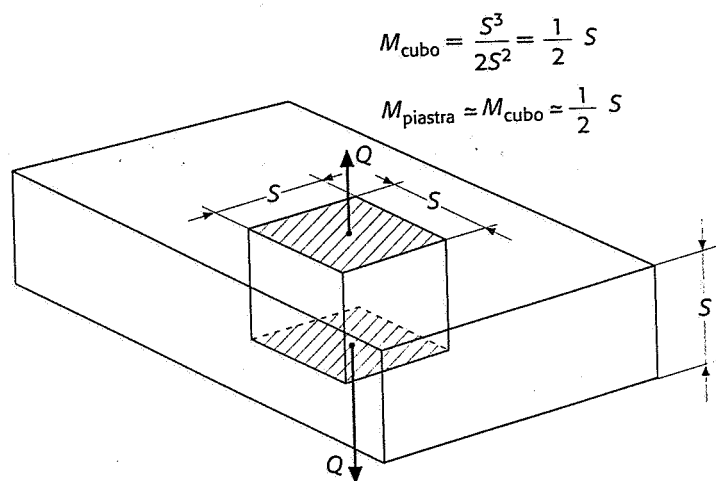



Fig. 4-20 Valutazione approssimata del modulo di raffreddamento di una piastra, trascurando gli effetti ai bordi.

Le esperienze di Chvorinov hanno inoltre dimostrato che lo spessore dello strato solidificato x dopo il tempo T segue una legge del tipo

$$x = k\sqrt{T} \tag{4-1}$$

essendo k una costante funzione della lega e del materiale costituente la forma (per colate in terra i valori indicativi di k sono: k = 0,0885 per acciaio, k = 0,115 per leghe leggere, k = 0,07 per leghe di rame, esprimendo x in cm e T in secondi). Considerando, come in figura 4-21, la solidificazione di una piastra di spessore S, essa si può ritenere terminata quando lo spessore dello strato solidificato è pari alla metà dello spessore e quindi, per quanto sopra detto, al modulo di raffreddamento M. Ne risulta che il tempo di solidificazione della piastra è circa

$$T = (x/k)^2 = (M/k)^2 = \frac{1}{k^2}M^2 \tag{4-2}$$

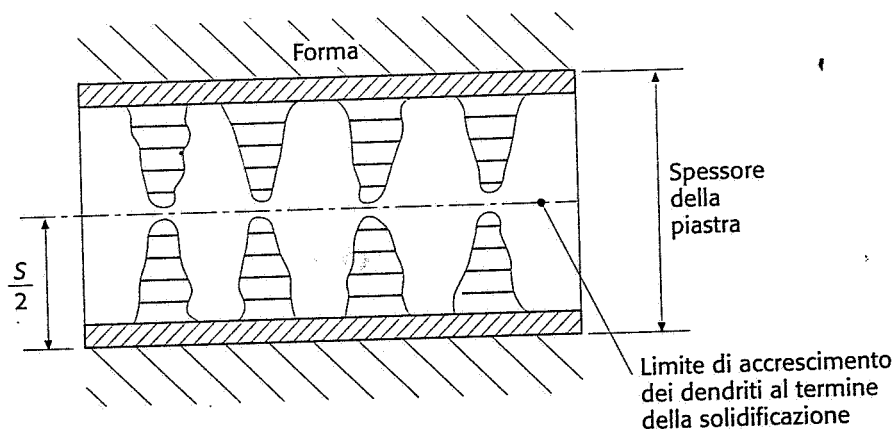



Fig. 4-21 Schematizzazione del processo di solidificazione di una piastra: il processo si considera terminato quando i dendriti hanno raggiunto la metà dello spessore.

ISBN 88-408-1028-5

cioè il *tempo di solidificazione è proporzionale al quadrato del suo modulo di raffreddamento*. Chvorinov ha dimostrato questa relazione in molti casi diversi dalla semplice piastra, per cui in un quadro di prima approssimazione, essa può ritenersi sempre applicabile.

Per lo svolgimento dei calcoli necessari per esaminare le modalità di solidificazione di getti complessi, è molto utile un procedimento semplificato basato sul calcolo rapido dei moduli di raffreddamento delle forme elementari in cui il getto può considerarsi idealmente suddiviso. La figura 4-22 riporta alcuni esempi per il calcolo dei moduli di raffreddamento di forme elementari. È interessante notare, per esempio, che i moduli M di un cubo e della sfera o cilindro iscritti sono uguali, trascurando al solito gli effetti ai bordi. Le parti assimilabili a barre di qualunque sezione hanno un modulo di raffreddamento pari al rapporto tra l'area e il perimetro della sezione. Ciò vale anche per i corpi toroidali o al limite ai cilindri, che possono essere pensati come barre piegate secondo un certo raggio di curvatura. È necessario inoltre tener conto delle superfici in comune tra le varie parti, che ovviamente devono essere escluse dal computo delle superfici di scambio termico.

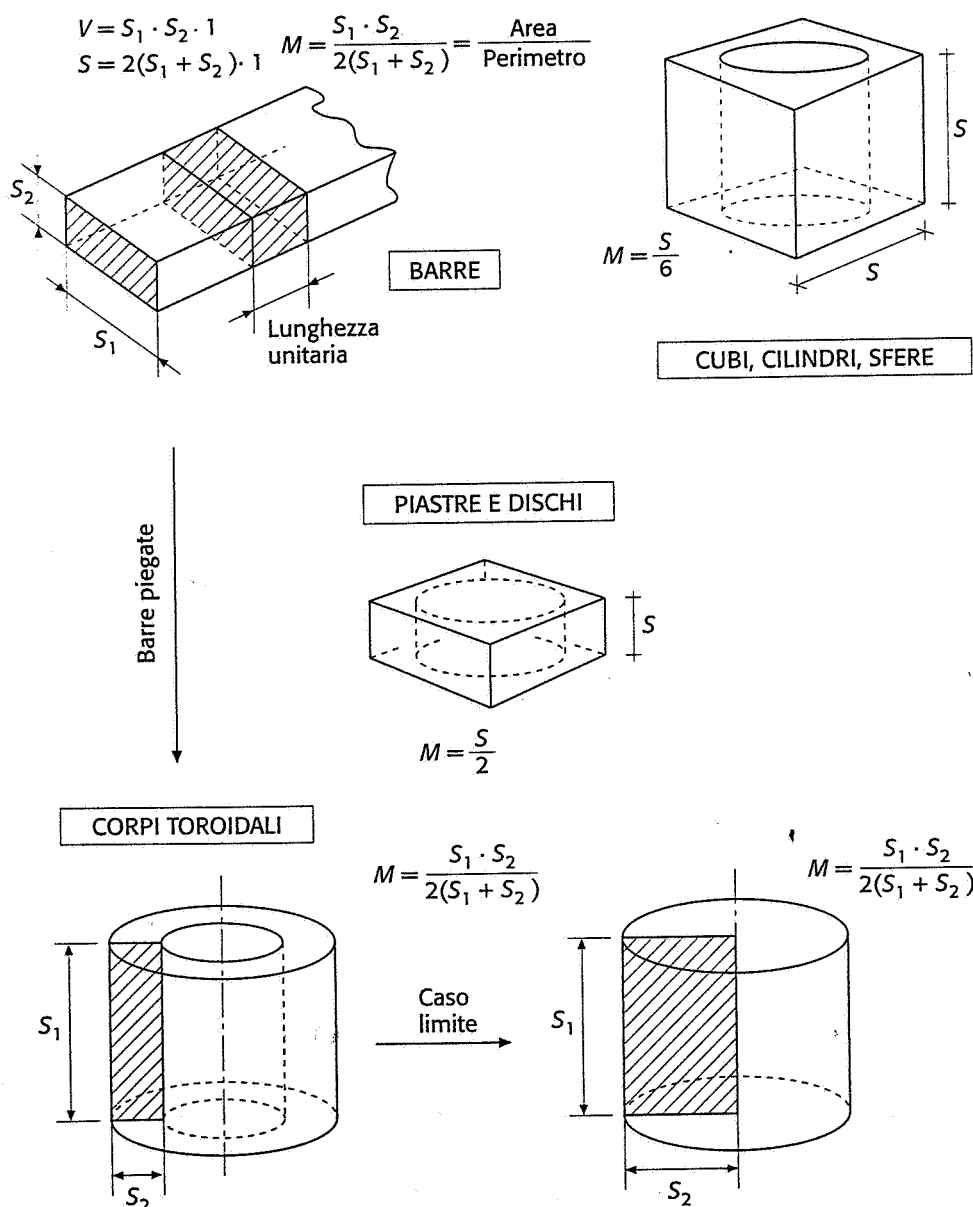



Fig. 4-22 Metodi approssimati per il calcolo del modulo di raffreddamento di figure solide elementari.

Per quanto riguarda le zone di raccordo tra pareti del getto, o nervature, è importante notare che esse rappresentano zone a elevata concentrazione termica, cioè con modulo di raffreddamento maggiore delle pareti stesse, per di più variabile in funzione della geometria del raccordo. Un metodo pratico per valutare il modulo di raffreddamento di queste zone è il seguente (fig. 4-23): si tracciano dei raccordi tra le pareti concorrenti nella zona con un raggio pari a circa 1/3 dello spessore delle pareti stesse; quindi si traccia graficamente un cerchio tangente a tali raccordi. Il modulo di raffreddamento cercato è pari circa a quello di una piastra o barra avente spessore pari al diametro del cerchio.

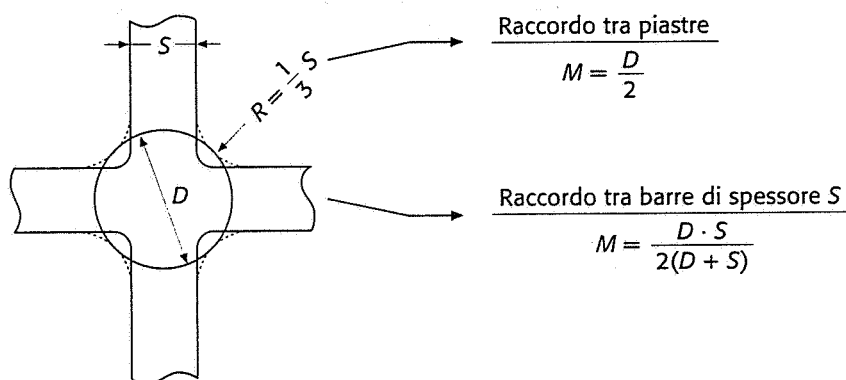



Fig. 4-23 Metodo pratico per la determinazione del modulo di raffreddamento di una zona di intersezione di pareti.

4-3-3 Solidificazione direzionale

Il getto rappresentato nella figura 4-24*a* solidifica iniziando dal gradino più sottile, che ha un modulo di raffreddamento inferiore a quello successivo; il secondo gradino contiene quindi metallo ancora liquido mentre il primo sta solidificando e quindi alimenta le cavità di ritiro che tendono a formarsi nel primo. La solidificazione ha termine nell'ultimo gradino che, non essendo alimentato, contiene sicuramente cavità di ritiro che rendono il pezzo non accettabile. Il metodo tradizionalmente impiegato in fonderia per evitare questo difetto è l'impiego di *materozze*, come in figura 4-24*b*, cioè di serbatoi di lega che, solidificando per ultimi, alimentano il getto di metallo liquido sì da compensare il ritiro globale in fase di solidificazione. Se quindi la materozza è ben dimensionata e posizionata, la cavità corrispondente al ritiro globale del getto è contenuta nella materozza stessa, che, dopo aver «protetto» il getto, viene asportata.

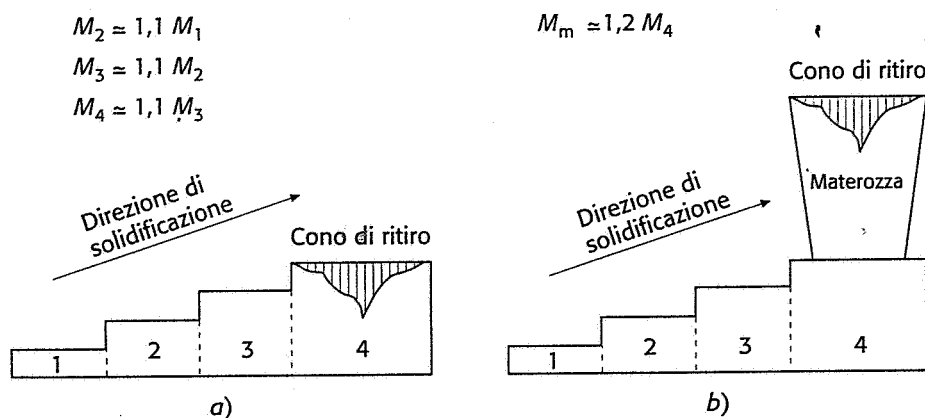



Fig. 4-24 Solidificazione direzionale: il cono di ritiro si forma nella zona a modulo maggiore *a*), il cono di ritiro si sposta nella materozza *b*), che viene poi asportata.

ISBN 88-408-1C28-3

Il meccanismo di solidificazione illustrato nella figura 4-24 richiede quindi la presenza di un *gradiente termico* che, senza interruzioni, deve portare la solidificazione dalle parti con modulo più basso a terminare nella materozza. Si parla quindi di *solidificazione direzionale* ottenibile, secondo esperienze fatte, disegnando il getto in modo tale che una sezione possa essere facilmente alimentata da quella adiacente, se quest'ultima ha un modulo di raffreddamento superiore di almeno il 10%. La figura 4-25 illustra questo concetto anche mediante la tracciatura qualitativa delle linee isoterme.

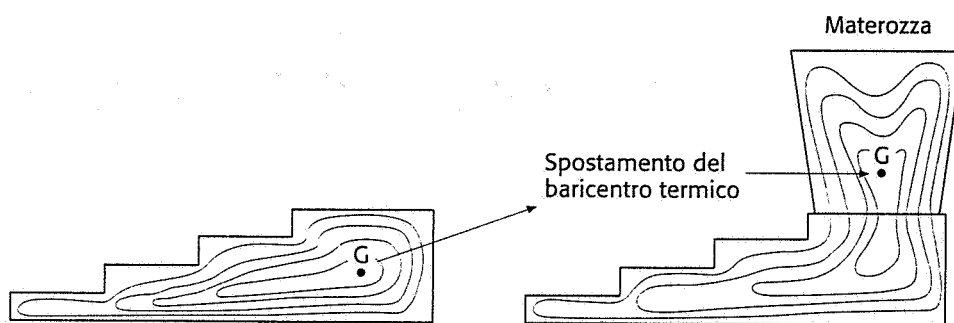



Fig. 4-25 Andamento qualitativo delle linee isoterme. G: baricentro termico, zona dove avviene la solidificazione dell'ultimo liquido rimasto.

Prendendo in esame la solidificazione di una piastra, essa avviene come in figura 4-26*a*, in una sezione lontana dai bordi per strati paralleli, come in figura 4-26*b* in corrispondenza dei bordi («effetto d'estremità»), con crescita accelerata di dendriti a causa della maggior superficie di scambio termico disponibile, come in figura 4-26*c* in corrispondenza della materozza che rappresenta un accumulatore di calore e rallenta quindi l'accrescimento dei dentriti.

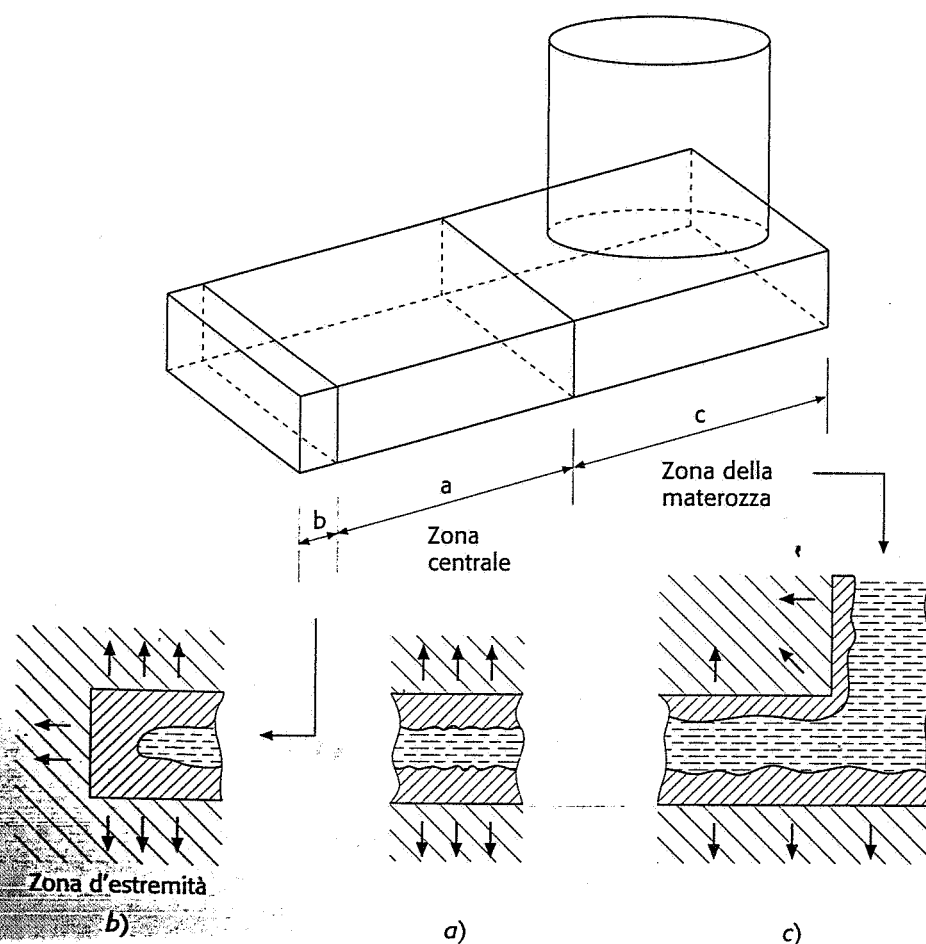



Fig. 4-26 Modalità di scambio termico e di solidificazione nelle diverse parti di un getto completo di materozza.

Se quindi le zone di estremità e la materozza sono sempre in contatto attraverso metallo liquido, il getto risulta sano: se, al contrario, tali zone rimangono separate da dendriti solidificate, è inevitabile la formazione di cavità di ritiro nelle sezioni isolate dalla materozza. Ciò può avvenire per esempio nel caso di pezzi di grandi dimensioni, nelle zone non comprese nel «raggio d'influenza» della materozza.

Da sperimentazioni effettuate risulta che tale *raggio di influenza* può essere valutato, in modo approssimato, con la seguente relazione:

$$R = k \cdot S \tag{4-3}$$

dove S è lo spessore medio del getto nella zona di attacco della materozza, k è un parametro che dipende dal materiale del pezzo, con i seguenti valori: 3,5-5 per acciaio, 5 per ghisa, 5-8 per bronzo, 5-7 per leghe leggere. Risulta inoltre che l'effetto di estremità è pari a circa 2,5 volte lo spessore di tale zona; tale effetto di estremità può essere aumentato di circa 50 mm inserendo dei *raffreddatori esterni* (fig. 4-27).

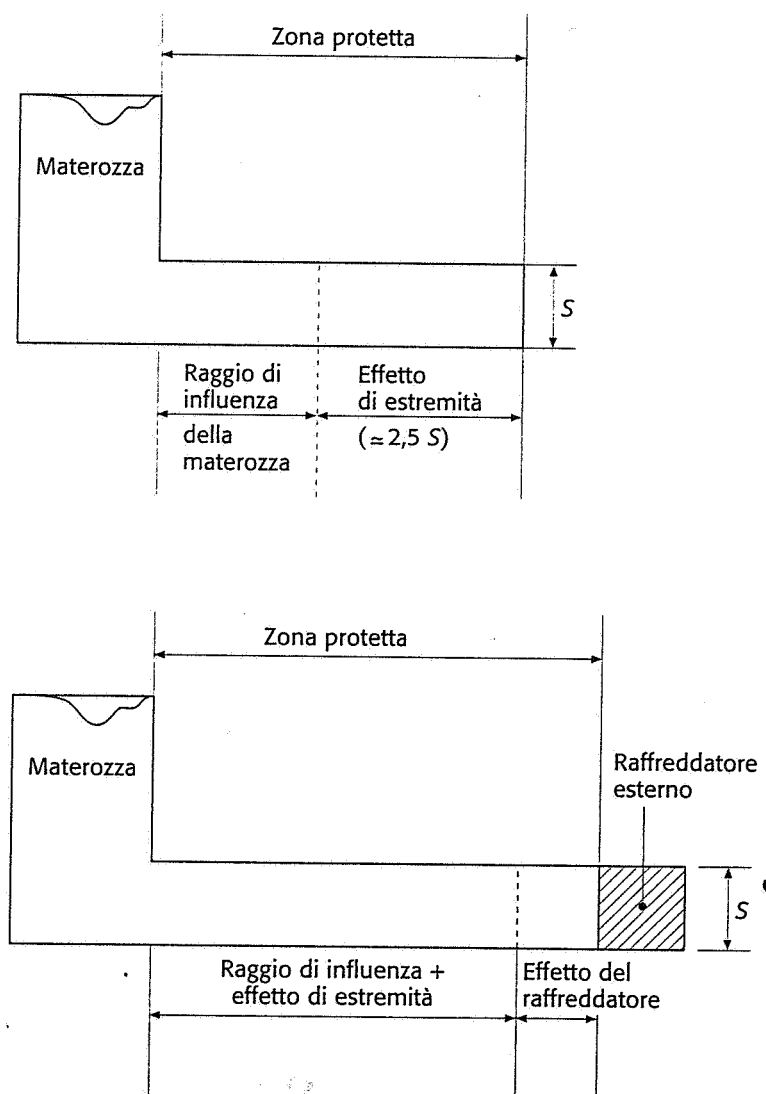



Fig. 4-27 Raggio di influenza della materozza, effetto d'estremità ed effetto di un raffreddatore esterno.

La solidificazione direzionale, che assicura quindi l'assenza di cavità di ritiro, si ottiene studiando correttamente l'andamento degli spessori nel getto, la posizione delle materozze in rapporto alle zone di estremità e talvolta inserendo raffreddatori: un esempio di questo concetto

ISBN 88-408-1028-5

è illustrato in figura 4-28. Un metodo comunemente adottato in fonderia è quello dei *cerchi di Heuvers*, basato appunto sul principio che il modulo di raffreddamento deve continuamente aumentare verso la materozza, come illustrato nell'esempio della figura 4-29.

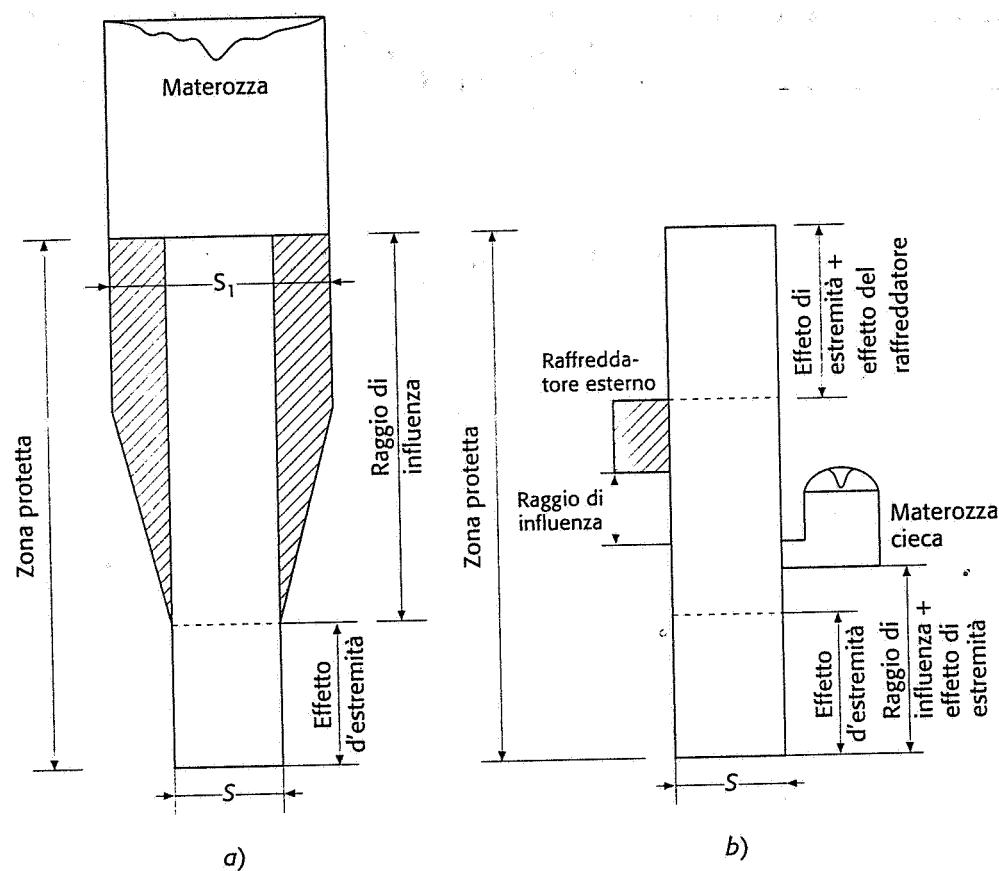



Fig. 4-28 Due diversi metodi per la protezione di un getto dalle cavità di ritiro: mediante aumento dello spessore nella zona vicina alla materozza a), mediante impiego di un raffreddatore esterno e di una materozza cieca b).

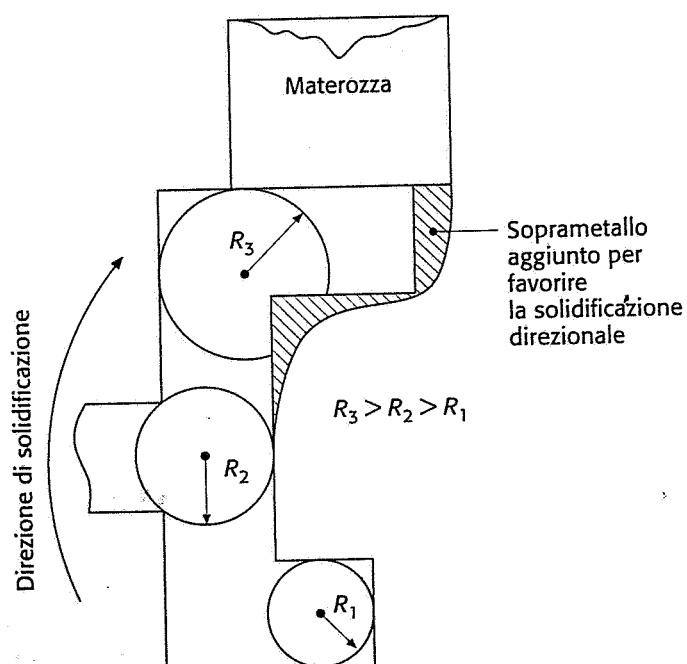



Fig. 4-29 Illustrazione del metodo dei cerchi di Heuvers per ottenere una solidificazione direzionale.

4-3-4 La materozza e il suo dimensionamento

Come già detto nel paragrafo precedente la materozza altro non è che un serbatoio di metallo, che deve contenere liquido fino a solidificazione ultimata del getto, in grado di alimentare le cavità di ritiro che inevitabilmente ivi si formano. Ciò che spinge il metallo liquido dalla materozza nel getto è la pressione atmosferica: per questo motivo è sempre necessario che essa possa agire liberamente sulla superficie del metallo liquido contenuto nella materozza. Esistono fondamentalmente due tipi di materozze: quelle *a cielo aperto*, che affiorano sulla parte superiore della forma, e quelle *cieche*, totalmente immerse nella forma (fig. 4-30). Nelle prime il contatto con la pressione atmosferica per tutta la durata della solidificazione è assicurato talvolta mediante l'agitazione del liquido contenuto (*pompaggio* della materozza), più in generale aumentandone il contenuto termico mediante ricoprimento con polveri esotermiche. Nelle seconde il contatto con la pressione atmosferica è ottenuto inserendo nella parte alta della materozza una punta di materiale poroso, oppure realizzando, durante la formatura, una punta in terra da fonderia; in questo modo lo scarso potere disperdente della punta rallenta il raffreddamento e la solidificazione in questa zona; la cavità di ritiro che si forma all'interno della materozza rimane sempre in contatto, attraverso la punta porosa, con l'atmosfera. La scelta tra materozza cieca e materozza a cielo aperto è solo funzione della posizione che essa deve assumere nella forma. Le forme tipiche delle materozze usate in fonderia sono illustrate in figura 4-31: la materozza sferica sarebbe la migliore in quanto la sfera è la forma che, a parità di volume ha la minore superficie, tuttavia la sua formatura sarebbe complessa e quindi costosa. Per questo motivo, le calotte delle materozze cieche vengono fatte emisferiche, in modo da approssimare questo comportamento ideale.

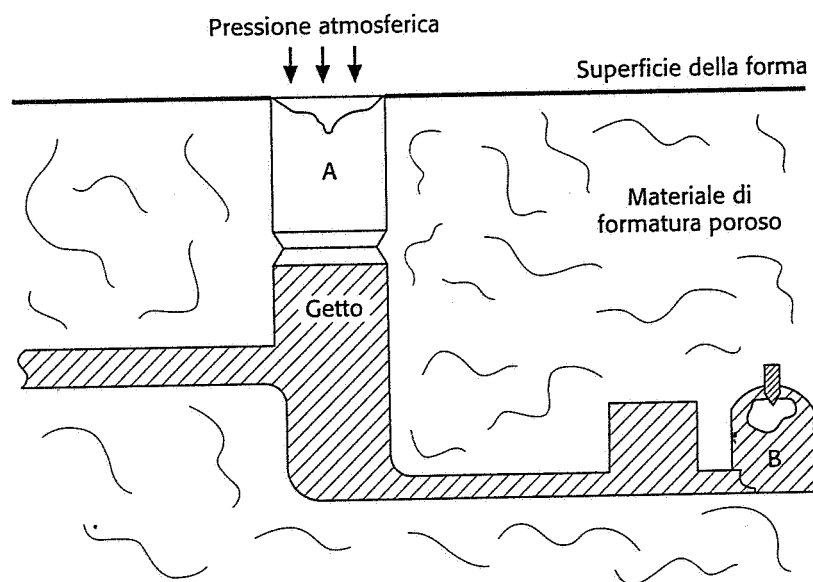



Fig. 4-30 Posizionamento di materozze a cielo aperto e materozze cieche.

Per quanto riguarda la formazione della cavità di ritiro nella materozza, il meccanismo già illustrato nella figura 4-18 produce una cavità il cui profilo può essere approssimato con una parabola. Mentre tale cavità produce una riduzione del volume iniziale della materozza, la superficie di scambio termico aumenta per la formazione della cavità

ISBN 88-408-1028-5

stessa. In questo modo la diminuzione del modulo di raffreddamento della materozza durante la solidificazione è pari a circa il 17% di quello originale. Per questo motivo nel paragrafo precedente è stato detto che il modulo di raffreddamento iniziale della materozza deve essere pari a circa 1,2 volte quello del getto, in modo da essere uguale a quest'ultimo a solidificazione terminata. Il cono di ritiro non deve arrivare a interessare il getto, anzi, per sicurezza si impone che la sua profondità massima sia pari a circa l'80% dell'altezza della materozza. A questa profondità il cono di ritiro occupa una parte del volume della materozza variabile dal 14% al 20% circa in funzione del tipo di materozza impiegata. In questo modo è possibile calcolare il massimo volume di liquido fornibile dalla materozza. In genere, una materozza dimensionata secondo la regola del modulo prima vista, automaticamente soddisfa la condizione di fornire sufficiente volume di liquido; ciò non è sempre vero a causa di questa perdita del 14 o 20%.

D'altra parte materozze di forma differente, ma di ugual volume, possono dare volumi differenti di metallo liquido per alimentare il pezzo come emerge dallo studio teorico della geometria del cono di ritiro, in genere funzione della forma della materozza. Risulta infatti che

$$V_r = b/100 \cdot (V_p + V_m) \tag{4-4}$$

dove V_r, V_p, V_m sono i volumi rispettivamente della cavità di ritiro, del pezzo e della materozza, mentre b è il coefficiente di ritiro volumetrico del materiale. Quindi

$$V_p = (100 \cdot V_r - b \cdot V_m)/b \tag{4-5}$$

Per quanto sopra detto risulta che

$$V_r = 0.14\ V_m \text{ per materozze cilindriche e ovali} \tag{4-6}$$
$$V_r = 0.20\ V_m \text{ per materozze emisferiche e sferiche.} \tag{4-7}$$

Quindi il massimo volume alimentabile risulta:

$$V_{max} = V_m \cdot ((14 - b)/b) \text{ nel primo caso;} \tag{4-8}$$
$$V_{max} = V_m \cdot ((20 - b)/b) \text{ nel secondo caso.} \tag{4-9}$$

Nella figura 4-31 sono riportati i dati caratteristici delle materozze più impiegate. Si noti che a parità di modulo di raffreddamento necessario, le varie forme richiedono volumi diversi. Le espressioni relative al modulo di raffreddamento tengono conto della superficie del cono di ritiro.

Lo studio della solidificazione direzionale e il calcolo della materozza possono essere svolti secondo questo procedimento:

1) Suddividere idealmente il getto in forme semplici e calcolarne i moduli di raffreddamento.
2) Controllare se la solidificazione avviene direzionalmente in modo corretto, eventualmente apportare modifiche agli spessori.
3) Studiare quante materozze sono necessarie tenendo conto del raggio di influenza di ogni materozza.
4) Per ogni zona predisporre una materozza, scelta di forma economi-

ISBN 88-408-1028-5

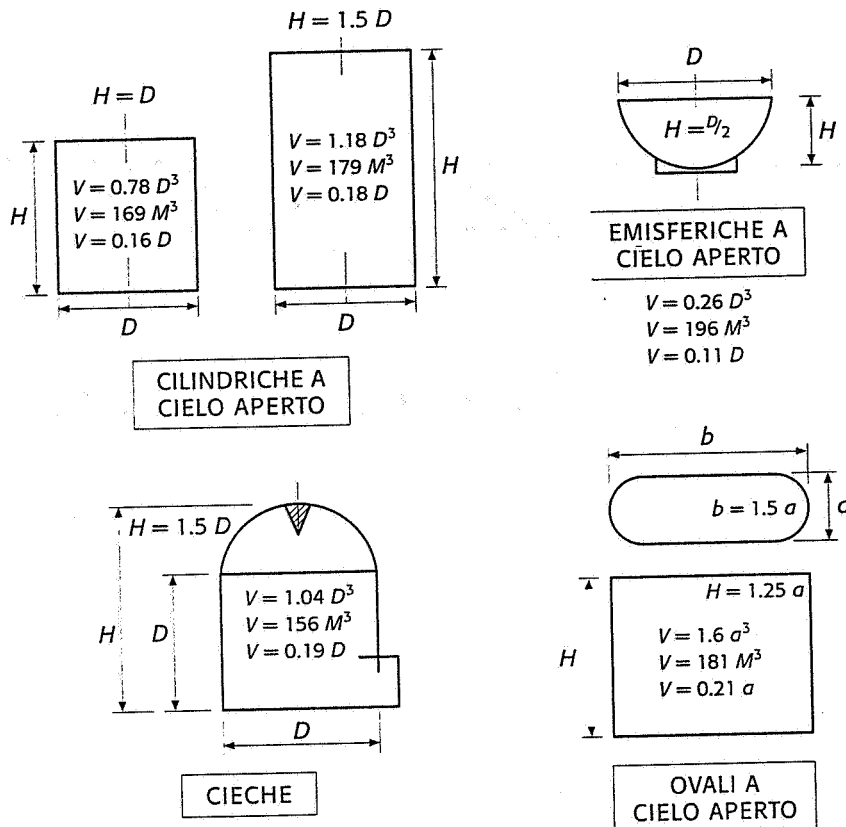



Fig. 4-31 Principali forme delle materozze e relazioni che legano il volume V, il modulo di raffreddamento M e le dimensioni caratteristiche.

ca (cieca o a cielo aperto a seconda della posizione), di modulo di raffreddamento almeno pari a 1,2 volte il modulo della parte finale che essa deve proteggere, controllando che il volume fornibile sia sufficiente a compensare il ritiro del getto.

Quale esempio di applicazione di questo metodo si consideri il pezzo indicato nella figura 4-32, che si desidera realizzare in ghisa. Esso può essere suddiviso idealmente nelle parti di geometria elementare indicate con i numeri 1, 2 e 3. Calcolando i moduli delle tre parti mediante il rapporto volume/superficie di ciascuna (escludendo ovviamente le superfici a comune attraverso le quali si suppone non si scambi calore), si ottengono i seguenti valori approssimati:

$$M_1 = 15 \text{ mm} \qquad M_2 = 10 \text{ mm} \qquad M_3 = 15 \text{ mm}$$

Dall'analisi di questi valori si deduce che la solidificazione ha inizio nella parte centrale della parte indicata con 2 e termina nelle due parti indicate con 1 e con 3: quindi esistono due direzioni di solidificazione. Occorrono quindi due materozze in corrispondenza delle due parti dove terminano le solidificazioni. Ognuna di esse può essere dimensionata sulla base del modulo che, per quanto detto sopra, deve essere pari ad almeno:

$$M_{m1} = 1.2 \cdot M_1 = 18 \text{ mm} \qquad M_{m2} = 1.2 \cdot M_2 = 18 \text{ mm}$$

Tenendo conto della forma e delle dimensioni delle superfici dove tali materozze devono essere collegate al pezzo, la scelta può cadere su due materozze ellittiche le cui dimensioni a e b, calcolate con le formule della figura 4-31, sono indicate in figura. Trattandosi di due materozze

ISBN 88-408-1028-5

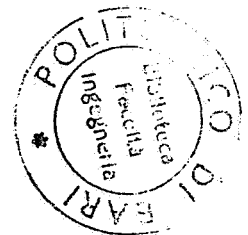
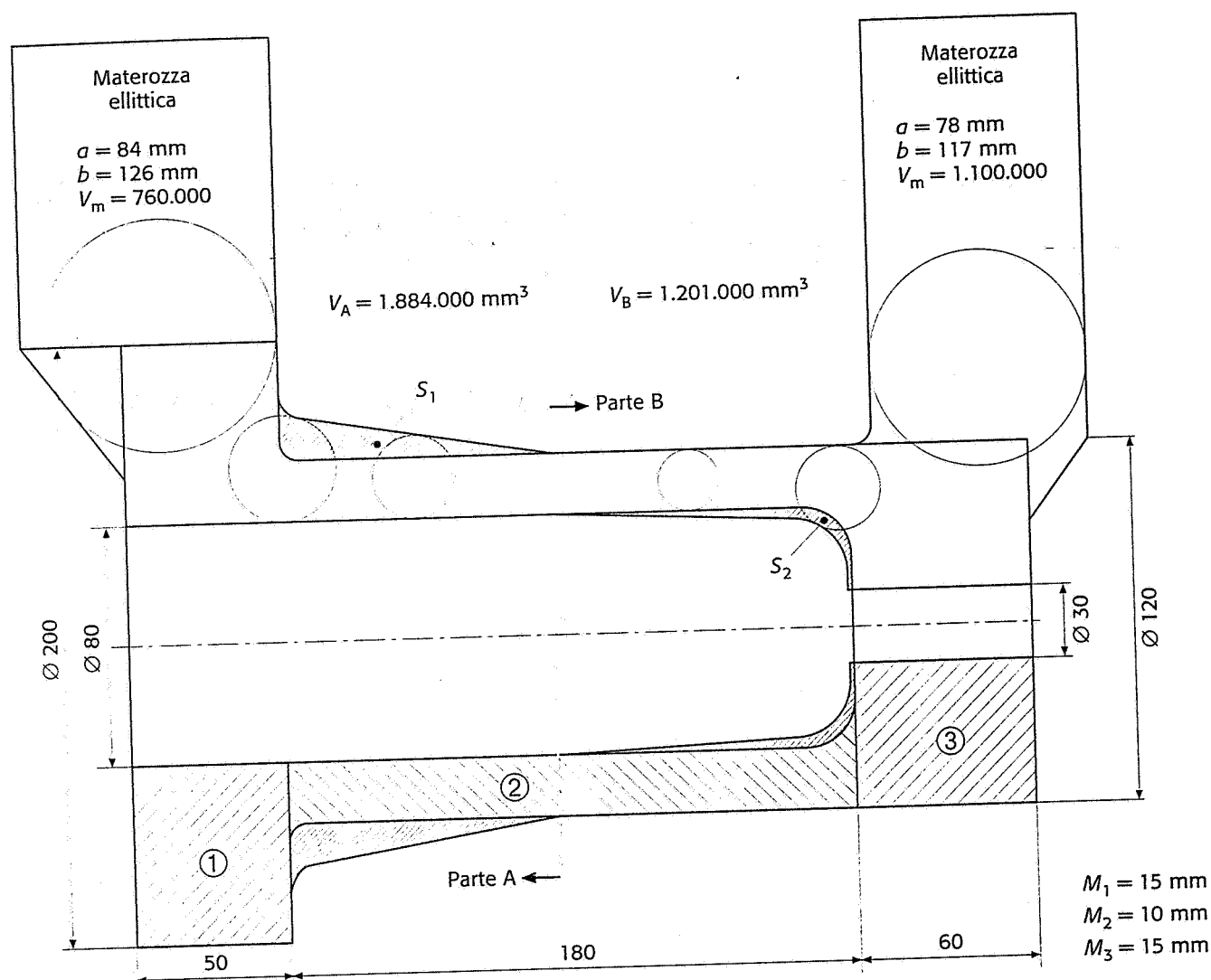



Fig. 4-32 Esempio di studio della solidificazione direzionale e di calcolo delle materozze.

a cielo aperto, esse devono avere la base superiore alla stessa quota, pertanto la loro altezza e le altre dimensioni, a parità di modulo, sono diverse.

Il controllo del raggio di influenza delle due materozze può essere effettuato in modo approssimato mediante la formula $R = k \cdot S$ prima vista, dove k vale circa 5 per ghisa. Nel caso della materozza 1 si ha $R = 250$ mm, mentre per la materozza 2 si ha $R = 300$ mm.

Come chiaramente verificabile nella figura, le due materozze sono sufficienti a proteggere tutto il pezzo.

Il controllo dei volumi massimi alimentabili dalle due materozze dà i seguenti risultati, essendo $b = 2\%$:

Materozza 1 $\quad V_{max} = V_m \cdot ((14 - b)/b) = 4\,560\,000 \text{ mm}^3$

Materozza 2 $\quad V_{max} = V_m \cdot ((14 - b)/b) = 6\,600\,000 \text{ mm}^3$

quindi valori largamente maggiori dei volumi delle due parti A e B protette dalle materozze.

Onde favorire la solidificazione direzionale è opportuno inoltre variare leggermente la sezione del pezzo mediante sovrametallo supplementare indicato con S_1 e S_2 nella figura, come risultato dell'applicazione del metodo dei cerchi di Heuvers. Il controllo dei massimi

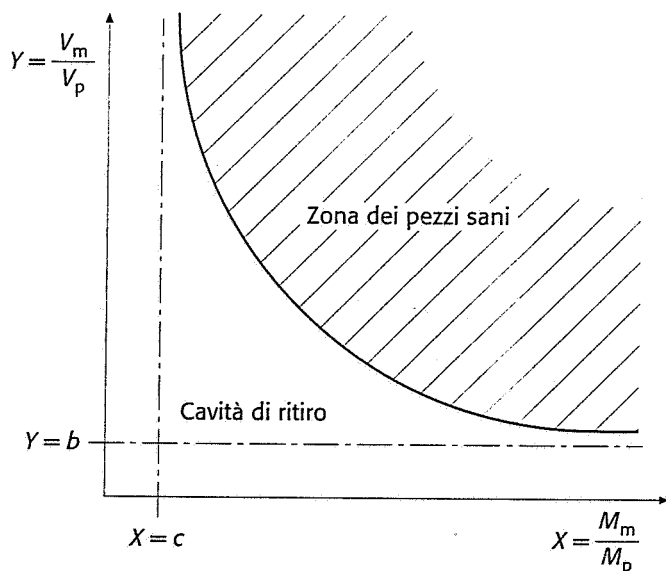
volumi alimentabili di cui sopra continua a essere verificato anche con questo volume aggiuntivo.

Un altro metodo per il calcolo della materozza è quello del Caine, basato sia sulle considerazioni prima esposte sia su verifiche sperimentali. Detti

$$X = M_m/Mp \qquad e \qquad Y = V_m/V_p \tag{4-10}$$

come risulta dalla figura 4-33, la materozza risulta ben dimensionata se i valori di X e Y ad essa relativi si trovano alla destra e al di sopra della curva di equazione

$$X = (a/(Y - b)) + c \tag{4-11}$$

dove a è un valore sperimentale pari a circa 0,1 e c rappresenta il rapporto tra il coefficiente di trasmissione del calore del materiale di formatura della materozza e lo stesso coefficiente per il materiale di formatura del pezzo. L'introduzione del coefficiente c è importante perché, allo scopo di rallentare il raffreddamento della materozza e diminuirne il volume, è possibile inserire un materiale coibente nella formatura della materozza. Alcuni fornitori rendono disponibili tali modelli di materozze in varie forme e dimensioni. In questo caso il coefficiente c assume valori inferiori all'unità (circa 0,7-0,8) e risulta evidente che la curva trasla verso sinistra permettendo così una riduzione del volume di materozza necessario.

Valori di *b*

MATERIALE	*b*%
Acciai non legati	7
Acciai legati	10
Ghisa bianca	6
Ghisa grigia	
$C_{eq} = 3,5\%$	2-3
$C_{eq} = 4,1\%$	1-2
$C_{eq} > 4,1\%$	1-0.4
Bronzo	4.5
Ottone	6.7
Rame-alluminio	4
Alluminio-silicio	3.5

$$C_{eq} = C + \frac{1}{3}(Si + P)$$

$c = 1$ nella generalità dei casi
$c = 0,7 \div 0,8$ per materozze coibentate

Fig. 4-33 Diagramma di Caine e valori indicativi del parametro *b*.

Il diagramma del Caine deve essere tracciato in funzione del materiale del pezzo e della presenza o meno del materiale coibente. I termini M_p e V_p si riferiscono alla parte di pezzo che si ipotizza essere protetta da ogni materozza. L'uso del diagramma del Caine segue la logica riportata nella figura 4-34 dalla quale è relativamente semplice sviluppare un programma per personal computer, utile per agevolare i vari calcoli necessari.

La zona di congiunzione tra materozza e pezzo, detta *collare di attacco*, riveste una particolare importanza in quanto:

ISBN 88-408-1028-5

- non deve rappresentare una strozzatura per il metallo liquido che dalla materozza passa al getto e non deve quindi solidificare precocemente;
- deve avere la sezione minima, compatibilmente con i problemi funzionali sopra esposti, in modo da ridurre il costo dell'asportazione;
- deve trovarsi *possibilmente* in corrispondenza di superfici da lavorare e su superfici piane piuttosto che curve.

Nel caso di materozze cieche, il collare di attacco è generalmente laterale e abbastanza esteso in lunghezza, per ragioni di formatura, e di sezione rettangolare; in questo caso il suo dimensionamento deve essere fatto tenendo conto del rapporto tra i moduli di raffreddamento ($M_m : M_c : M_p = 1.2 : 1.1 : 1$, essendo M_c il modulo del collare, ricavabile con il metodo approssimato prima esposto). Nella figura 4-35 sono illustrati alcuni esempi di collari di attacco per materozze cieche.

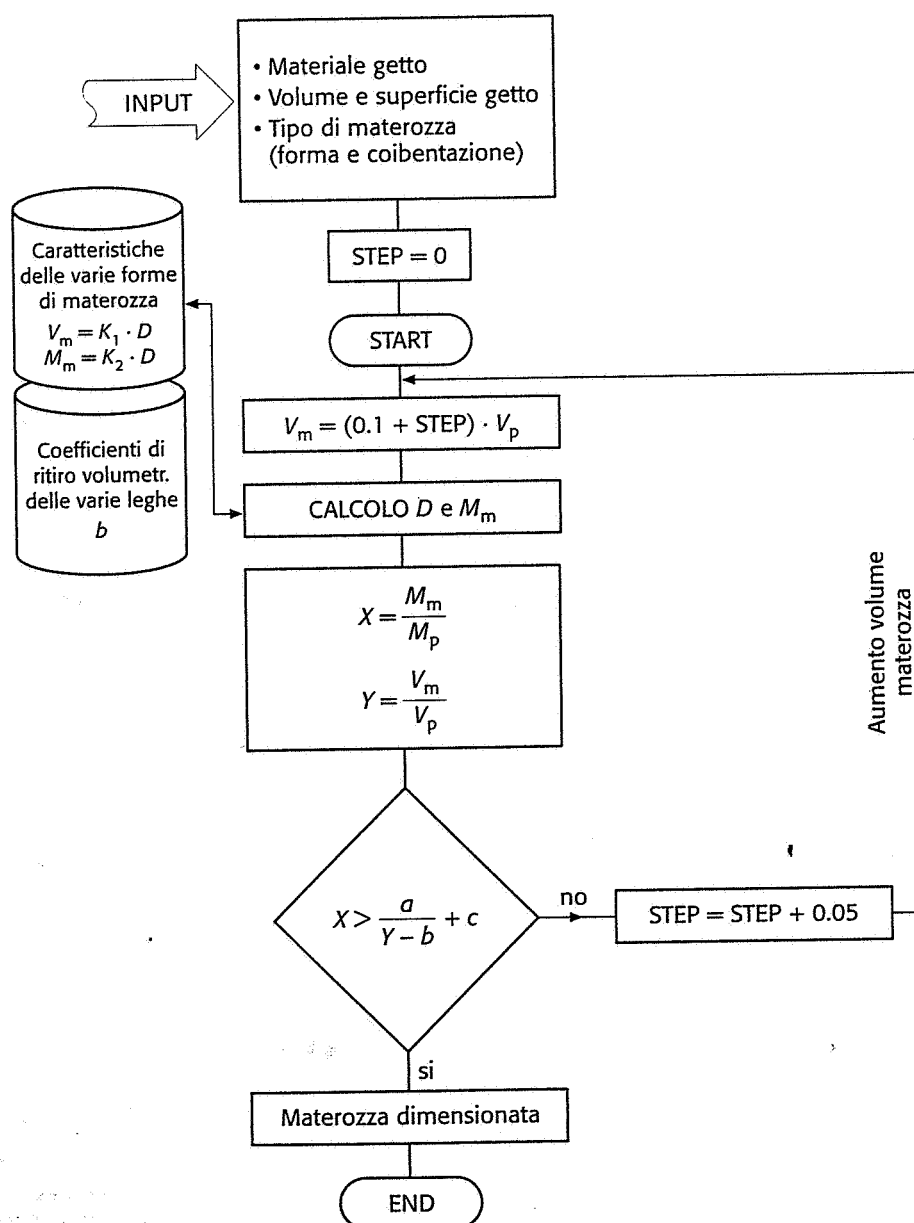
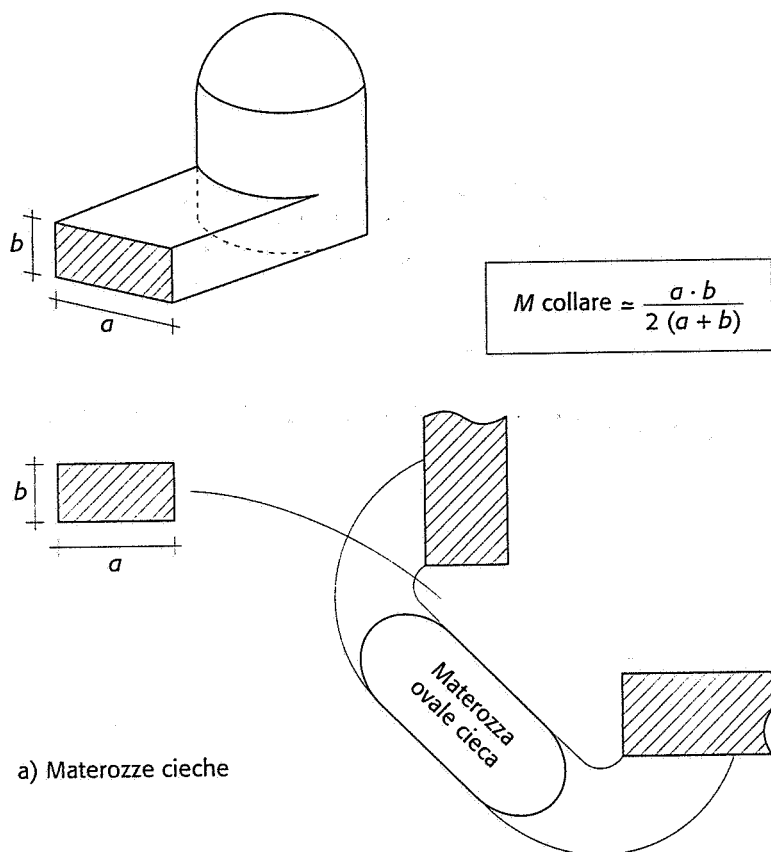
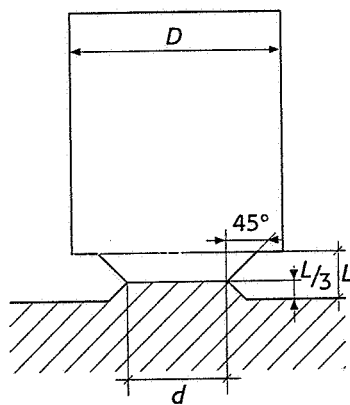



Fig. 4-34 Flow chart della logica d'uso del diagramma di Caine per il dimensionamento di materozze di varia forma: i parametri K_1 e K_2 sono ricavabili dalla figura 4-31, i parametri *b* e *c* dalla figura 4-33.

Fig. 4-35 Alcuni esempi di collari di raccordo tra materozze e pezzo.

$$M \text{ collare} \simeq \frac{a \cdot b}{2\,(a+b)}$$

a) Materozze cieche

b) Materozze a cielo aperto

Materiale	*d*	*L*
Acciaio	0.40 *D*	0.14-0.18 *D*
Ghisa	0.66 *D*	0.14-0.18 *D*
Leghe di rame	0.66 *D*	0.25 *D*
Leghe leggere	0.75 *D*	0.18 *D*

Nel caso invece di materozze a cielo aperto, esse vengono di solito collegate verticalmente sul getto mediante un collare ristretto le cui dimensioni indicative possono essere ricavate dalla figura 4-35. Ulteriori riduzioni di diametro del collare, talora necessarie, possono essere ottenute solo con l'uso di collari coibenti.

4-3-5 Il sistema di colata

Uno dei problemi più difficili che il tecnico di produzione deve affrontare nello studio della fusione è quello del *sistema di colata*, cioè dell'insieme di canalizzazioni che permettono alla lega liquida di riempire la forma. Il progetto di un corretto sistema di colata è difficilmente eseguibile sulla base di teorie, in quanto i problemi di fluidodinamica e

ISBN 88-408-1026-5

di trasmissione del calore, già di per sé ardui da trattare, vengono ulteriormente complicati dall'enorme variabilità delle forme dei getti fusi e delle geometrie dei sistemi di colata stessi. Quindi nella fonderia ci si basa sull'esperienza fatta su getti simili e, nel caso di commesse importanti, su prove di colata.

Fatta questa doverosa premessa, è opportuno riportare alcune regole pratiche derivanti dall'esperienza:

- la forma deve essere riempita rapidamente, prima cioè che in qualche parte sia completata la solidificazione (tanto più rapidamente quanto più piccolo è lo spessore medio del getto);
- occorre evitare forti velocità e turbolenze della corrente fluida che potrebbero provocare erosioni della forma e trascinamento d'aria all'interno;
- occorre impiegare accorgimenti opportuni per evitare che la scoria penetri all'interno della forma e dia luogo a inclusioni;
- alla fine del riempimento, il gradiente termico presente nella forma deve possibilmente essere adatto a una corretta solidificazione direzionale;
- occorre distribuire la lega liquida in modo quasi contemporaneo nelle varie parti di getti, sviluppati in altezza o in lunghezza, evitando così alla vena stessa di fare lunghi percorsi nel getto, specie nelle parti sottili, dove potrebbe solidificare prematuramente.

Per ragioni di semplicità di formatura, il sistema di colata più comune è, nel caso di forme transitorie, quello sul piano di divisione delle due semiforme, indicato schematicamente nella figura 4-36. Gli elementi costituenti questo sistema sono:

a) il *bacino di colata*, avente la funzione di accogliere il primo impatto della corrente fluida proveniente dal crogiolo di colata, smorzandone quindi la velocità, dotato sempre di vari sistemi per evitare l'ingresso di scoria nella forma;

b) il *canale di colata*, che porta la corrente fluida dall'esterno sul piano di divisione della forma;

c) il *canale distributore*, di sezione generalmente trapezoidale, ridotto a una fossetta nel caso di un solo attacco di colata per getti semplici e piccoli, che rallenta ulteriormente la vena fluida riducendo le turbolenze e prepara il metallo liquido nelle varie zone di alimentazione del getto. Tale canale può talvolta essere dotato di trappole ferma-scoria e il suo sviluppo non sempre è rettilineo, ma si adatta alla particolare conformazione del getto.

d) gli *attacchi di colata*, ultimi elementi del sistema, che portano la vena fluida opportunamente suddivisa nelle varie zone prescelte per l'ingresso nella forma.

Mentre per la forma della sezione dei vari canali, non ci sono particolari preferenze, il rapporto tra le sezioni dei canali *b*, *c* e *d* prima citati, prevede l'uso generalizzato del sistema *pressurizzato* nel quale le sezioni del canale di colata, di quello distributore e degli attacchi stanno nel rapporto 1 : 0,5 : 0,5, il che consente che i diversi canali siano sempre pieni di metallo liquido durante la colata: non esiste quindi il peri-

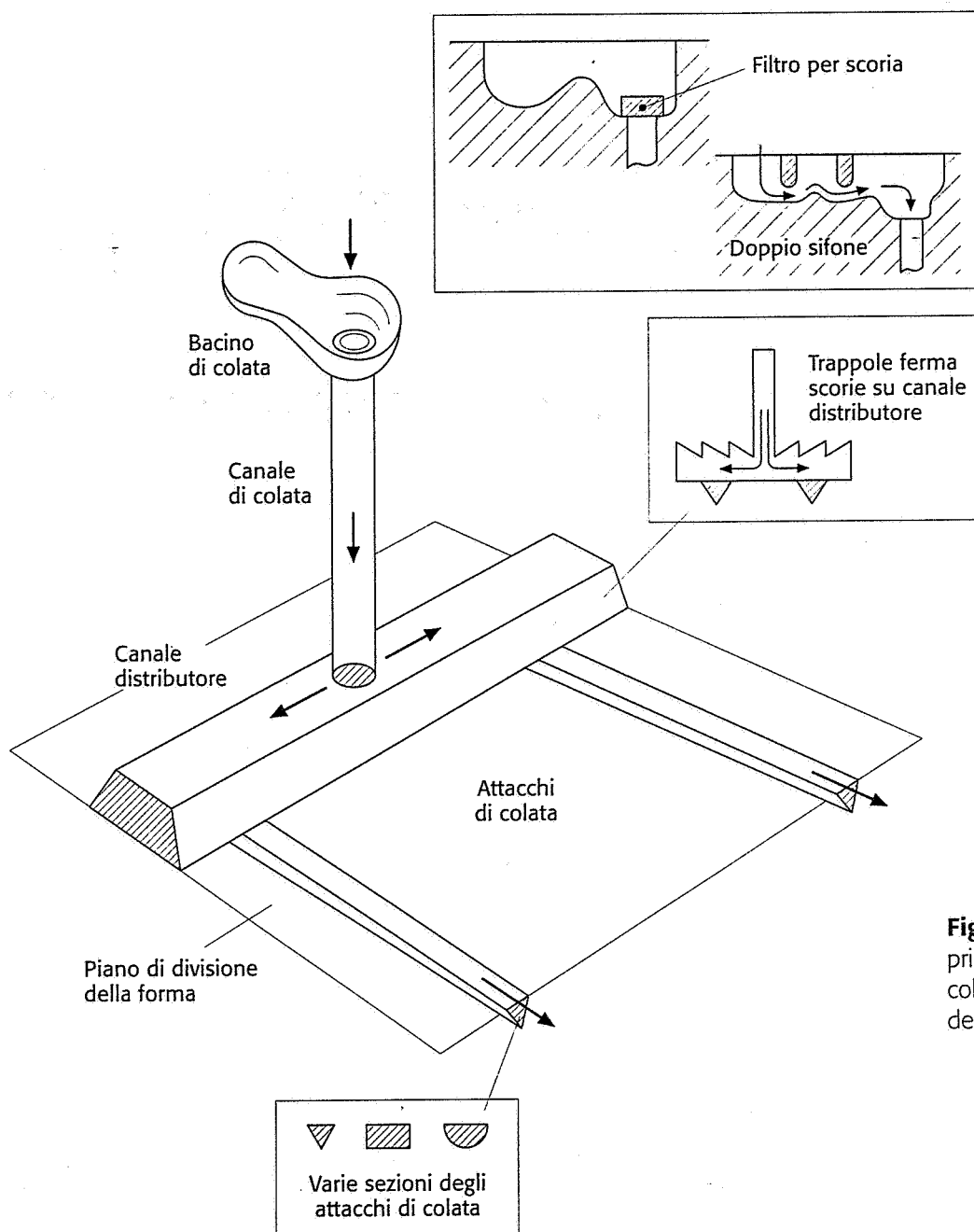



Fig. 4-36 Elementi principali di un sistema di colata sul piano di divisione delle semiforme.

colo che la vena liquida si distacchi dalle pareti della canalizzazione aspirando aria nella forma. Le portate di metallo nei vari attacchi di colata sono all'incirca uguali.

Il dimensionamento delle sezioni dei vari canali può essere fatto partendo dal *tempo di colata*, parametro essenziale, come prima detto, per la riuscita della colata. Il valore ottimo di questo tempo è un compromesso tra l'esigenza di evitare che qualche parte solidifichi prima del termine della colata e quella di evitare erosioni nella forma in conseguenza di velocità troppo alte. Tra le varie formule proposte, si riportano le seguenti, che hanno dato i migliori risultati:

$$T = 3{,}2\,\sqrt{G} \tag{4-12}$$

dove T è il tempo in secondi, G è il peso del getto in kg. Volendo invece tenere conto, come è più corretto fare, dello spessore medio del getto, si

ISBN 88-408-[illegible]

può usare la seguente formula:

$$T = 0{,}32\ s\ G^{0{,}4} \qquad (4\text{-}13)$$

dove s è lo spessore medio del getto espresso in mm.

I valori ricavati con tali formule sono indicativi stante la complessità dei problemi della termofluidodinamica della colata. Detta $v = \sqrt{2gh}$ la velocità approssimata (senza le perdite di carico) della vena fluida all'uscita del canale di colata, essendo h il dislivello di colata, e detta $K = G/T$ la portata complessiva in peso degli attacchi di colata, la sezione complessiva S degli attacchi di colata è ricavabile dalla formula seguente:

$$S = K/v \cdot \gamma \qquad (4\text{-}14)$$

dove γ è il peso specifico della lega in questione.

Le sezioni degli altri canali sono ricavabili sulla base di quanto prima detto sui sistemi pressurizzati e non.

Esistono anche altre tipologie di sistemi di colata, nel caso di forme transitorie, utilizzati a secondo della geometria del getto, nei quali il metallo non entra nella forma sul piano di separazione (fig. 4-37): si tratta dei *sistemi dall'alto*, molto validi dal punto di vista del gradiente termico del getto, ma pericolosi se il getto è troppo alto per la formazione delle gocce fredde (par. 4-6-1); i *sistemi dal basso*, i migliori per evitare le turbolenze della corrente fluida, ma con problemi di formatura e di gradiente termico; i *sistemi a pettine* indicati per getti di altezza elevata.

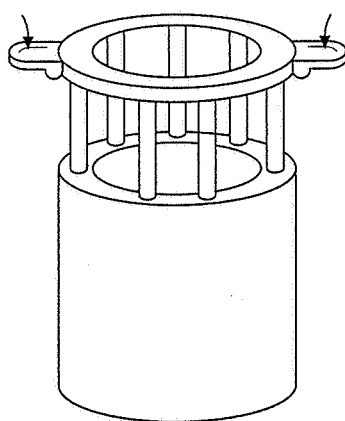
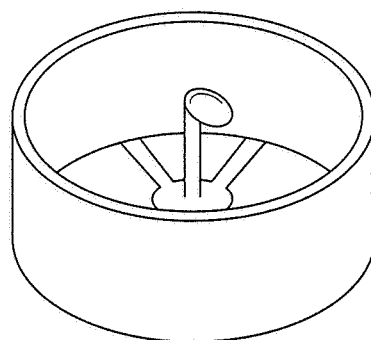
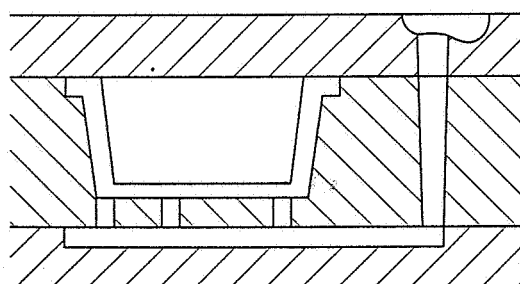
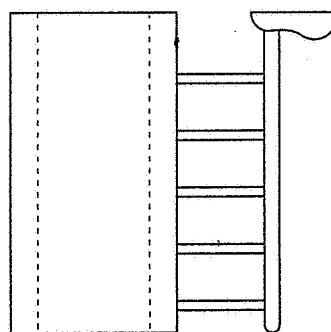



Fig. 4-37 Alcune tipologie di sistemi di colata per getti in forma transitoria.

4-4 Le tecniche di fusione in forma transitoria

4-4-1 Generalità

Le tecniche di fusione in forma transitoria rappresentano l'evoluzione del classico procedimento di formatura in terra e coprono una rilevante percentuale delle tecniche fusorie. Anche se concettualmente tali tecniche sono rimaste le stesse da molti anni (preparazione della forma con modello, costruzione delle anime, ricomposizione della forma, colata ed estrazione del getto) molti progressi sono stati fatti nella direzione della *qualità* dei getti e dell'*economicità* dei procedimenti.

Il capostipite di questi procedimenti è la tecnica di formatura in *terra naturale*, in cui il materiale di formatura è la terra da fonderia ricavata da giacimenti reperibili in natura, costituita essenzialmente da *silice granulare*, che rappresenta l'elemento refrattario, da *argilla* in varie percentuali, che rappresenta l'elemento legante capace di dare coesione alla forma. L'impiego di terra naturale nella pratica industriale è ormai abbandonato a causa del difficile controllo della costanza delle caratteristiche tecnologiche che influenzano direttamente il prodotto.

I vari procedimenti in forma transitoria hanno in comune il fatto che il materiale di formatura è sempre costituito da:

- *silice granulare*, avente la funzione di elemento refrattario;
- un *legante*, argilloso o di altro tipo, che garantisce la coesione della forma;
- degli *additivi*, che hanno la funzione di correggere alcune caratteristiche del materiale di formatura, poco adatte all'uso della fonderia.

I materiali da formatura vengono prodotti da industrie chimiche specializzate, che selezionano opportunamente i grani di silice per forma e dimensioni, dosano leganti e additivi e forniscono il prodotto alle fonderie controllando, mediante opportune prove di laboratorio, le seguenti caratteristiche tecnologiche:

- *refrattarietà*, intesa come capacità di resistere alle elevate temperature della lega fusa senza fondere. I grani di silice spigolati sinterizzano più facilmente di quelli sferici e i grani fini sinterizzano prima dei grossi. Il punto di sinterizzazione decresce all'aumentare del tenore di legante e di additivo.
- *coesione*, intesa come resistenza alle forze esterne in particolare alle sollecitazioni di compressione e di taglio. La maggiore influenza su questa proprietà è data dal legante, ma anche i grani di silice hanno la loro importanza. Infatti il grano arrotondato dà coesione minore di quello spigolato, grani molto fini o molto grossi danno coesione maggiore di quelli medi, una distribuzione granulometrica uniforme dà coesione minore di una più disuniforme.
- *permeabilità*, intesa come possibilità di lasciarsi attraversare da un flusso di materiale gassoso ed evitare così difetti come le soffiature, dovute ai gas o vapori che si sviluppano durante la colata e che rimangono intrappolati nel metallo solidificato (par. 4-

ISBN 88-408-1028-5

6). Questa proprietà dipende dal volume dei vuoti che rimangono nella forma dopo la fase di compattamento e dallo spessore della forma stessa; le influenze del grano di silice, sono opposte a quelle sulla coesione, per cui coesione e permeabilità sono spesso proprietà antitetiche, ottenibili solo con certi compromessi nella scelta del grano siliceo.

- *scorrevolezza* intesa come facilità di riempire completamente la forma attorno al modello ricopiandolo fedelmente, sotto l'azione di forze esterne di compressione o con vibrazione; questa proprietà è particolarmente importante nella formatura meccanizzata.
- *sgretolabilità*, proprietà importante ai fini economici al momento della distaffatura e dell'eliminazione delle anime.

I vari procedimenti di formatura in forma transitoria si distinguono soprattutto per il tipo di legante impiegato e di conseguenza per gli impianti e attrezzature necessarie. Questo ovviamente porta sia a prestazioni tecnologiche diverse (in termini di peso, di spessori e di lega utilizzabile) sia a costi e possibilità di automazione differenti (possibilità di produzione in serie e meno).

In questi ultimi anni vari progressi sono stati fatti nel settore dei nuovi leganti per cui il panorama dei procedimenti oggi disponibili è veramente ampio. Una possibile classificazione dei procedimenti di formatura, in forma transitoria, può essere fatta (fig. 4-38) basandosi sul meccanismo di indurimento della forma fino al raggiungimento della coesione desiderata; tale meccanismo può essere di tipo *meccanico*, basato cioè su una fase di compressione manuale o meccanica, di tipo chimico, basato cioè su reazioni chimiche naturali o provocate da catalizzatori, oppure di tipo *termico*, in cui l'effetto del calore interviene nel processo di formatura.

Nella figura 4-38 sono riportati solo i più importanti procedimenti e nelle pagine che seguono sono riportate in schede volutamente schematiche le *caratteristiche tecnico-economiche* di detti procedimenti, utili per una loro scelta oculata. Maggiori dettagli tecnici, al di fuori degli scopi di questo testo, possono essere reperiti nella letteratura specializzata.

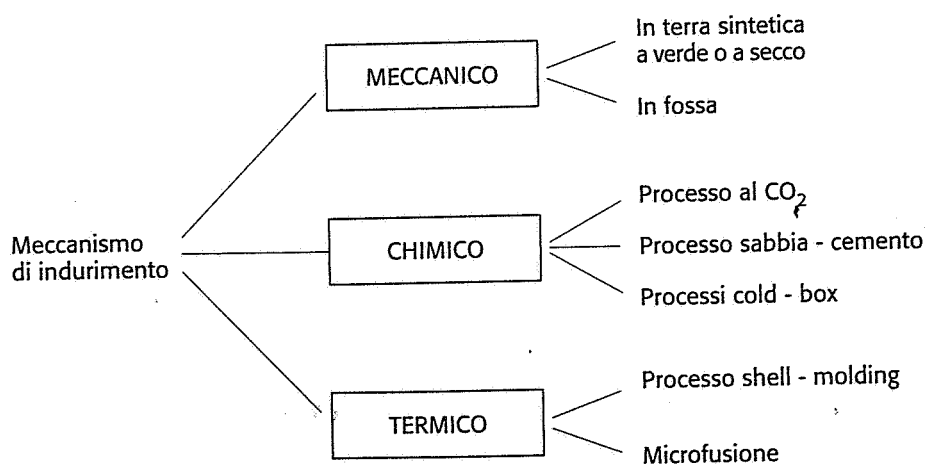



Fig. 4-38 Classificazione dei procedimenti di formatura in forma transitoria in funzione del meccanismo di indurimento della forma.

4-4-2 Procedimento di formatura con terra sintetica

È il metodo classico di formatura consistente nella meccanizzazione del procedimento manuale di formatura con staffe. Il legante più usato è *bentonite* (particolare tipo di argilla con componente attivo la montmorillonite) in quantità pari a circa il 10% se si opera *a verde* (senza essiccazione), e al 4% circa se si opera *a secco*, nel caso di getti di dimensioni medio grandi. Tra gli additivi usati, tutti in quantità inferiore all'1-2%, si ricordano l'amido, che rende la terra più plastica e idonea a formature difficili, la farina di cereali, che elimina difetti dovuti all'espansione della forma, le peci macinate allo stato di polvere che controllano le reazioni metallo-forma.

La forma è contenuta in due staffe, dotate di idonei sistemi di riferimento, ognuna delle quali viene montata in macchina a formare-sformare insieme alla placca modello. La fase di formatura si basa su un'azione vibratoria di tutto il complesso placca-staffa-terra, seguita da un'azione di compressione meccanica. Ambedue le azioni sono necessarie per assicurare un grado di compressione uniforme in tutta la forma. La fase di sformatura consiste semplicemente nella separazione della placca modello dalla forma in direzione esattamente perpendicolare al piano di divisione. Uno schema di principio di detta macchina è riportato nella figura 4-39. Talvolta, in taluni impianti, la forma viene separata dalle staffe, che rimangono sulla macchina, mentre essa, col nome di *motta*, prosegue verso la zona di colata.

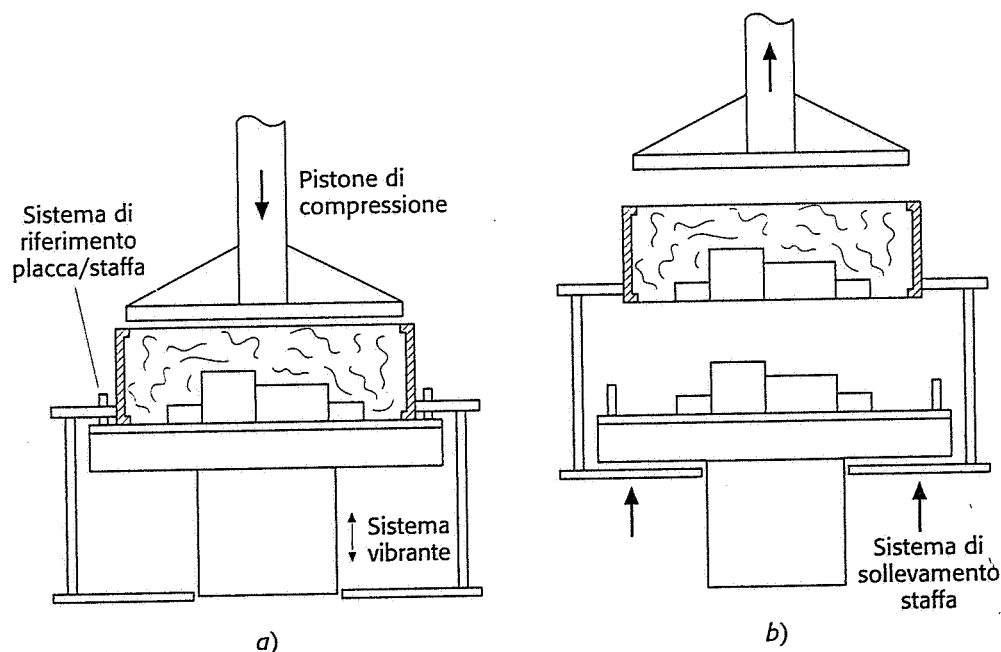



Fig. 4-39 Schema di principio di funzionamento di una macchina per formatura in terra con staffe: fase di formatura a vibrocompressione a), fase di sformatura b).

Il metodo descritto può essere impiegato nella fonderia dei materiali ferrosi e non; la dimensione massima del getto ottenibile è legata alla dimensione massima delle staffe che possono essere montate sulle macchine; per getti in lega ferrosa il peso massimo è circa 100 kg. La precisione dimensionale e la finitura superficiale sono scarse. La produttività massima di ogni macchina è circa 20 pezzi/ora. Le possibilità di rigenero della miscela dopo estrazione dei getti sono buone (40-70%). Le tabelle da 4-2 a 4-13 riportano i valori tipici dei soprametalli, delle tolleranze e degli spessori minimi, per vari materiali. Il termine «dimensione critica» si riferisce alle quote importanti ai fini funziona-

ISBN 88-408-1028-5

li, la «quota di riferimento» è la distanza tra superficie considerata e quella usata come riferimento nella successiva lavorazione alle macchine utensili.

Quote nominali di riferimento (mm)	MASSIMA DIMENSIONE DEL PEZZO (mm)		
	≤250	250 ÷ 1000	≥1000
≤ 40	4	4	5
40 ÷ 65	4	4	5
65 ÷ 100	4	4	5
100 ÷ 160	4	5	5
160 ÷ 250	6	6	7
250 ÷ 400	–	6,5	7
400 ÷ 630	–	7	8
630 ÷ 1000	–	8	9

Il sovrametallo delle superficie di partenza si considera uguale a 3 mm per pezzi con dimensione massima ≤ 160 mm e uguale a 4 mm per pezzi con dimensione max >160 mm.

Tab. 4-2 Sovrametalli (in mm) sulle «dimensioni non critiche» di getti in acciaio ottenuti per fusione in terra (AFNOR).

Quote nominali di riferimento (mm)	MASSIMA DIMENSIONE DEL PEZZO (mm)		
	≤250	250 ÷ 1000	≥1000
≤ 40	6	6	8
40 ÷ 65	6	6	9
65 ÷ 100	6	7	10
100 ÷ 160	7	7	10
160 ÷ 250	8	8	10
250 ÷ 400	–	9	11
400 ÷ 630	–	10	12
630 ÷ 1000	–	11	14
1000 ÷ 1800	–	–	17
1800 ÷ 2500	–	–	20

Il sovrametallo della superficie di partenza si considera uguale a 4 mm.

Tab. 4-3 Sovrametalli (in mm) sulle «dimensioni critiche» di getti in acciaio ottenuti per fusione in terra (AFNOR).

Quote nominali di riferimento (mm)	MASSIMA DIMENSIONE DEL PEZZO (mm)				
	≤100	100 ÷ 160	160 ÷ 250	250 ÷ 630	630 ÷ 1000
≤16	2,5	2,5	2,5	3,5	4
16 ÷ 25	2,5	2,5	2,5	3,5	4
25 ÷ 40	2,5	2,5	2,5	4	4,5
40 ÷ 63	3	3	3	4	4,5
63 ÷ 100	3	3	3	4	4,5
100 ÷ 160	–	3	3	4,5	5
160 ÷ 250	–	–	3,5	4,5	5
250 ÷ 400	–	–	–	5	5,5
400 ÷ 630	–	–	–	5,5	6
630 ÷ 1000	–	–	–	–	6,5

Il sovrametallo delle superficie di partenza si considera uguale a 3 mm per pezzi con dimensione massima ≤160 mm e uguale a 4 mm per pezzi con dimensione max ≥160 mm.

Tab. 4-4 Sovrametalli (in mm) sulle «dimensioni non critiche» di getti in ghisa grigia ottenuti per fusione in terra (AFNOR).

Quote nominali di riferimento (mm)	MASSIMA DIMENSIONE DEL PEZZO (mm)			
	≤250	250 ÷ 630	630 ÷ 1600	>1600
≤16	4	4,5	5	7
16 ÷ 25	4	4,5	5	7
25 ÷ 40	4,5	4,5	5,5	7
40 ÷ 63	4,5	5	5,5	7,5
63 ÷ 160	5	5	6	8
160 ÷ 250	6	6	7	8,5
250 ÷ 400	–	7	7,5	9,5
400 ÷ 630	–	7,5	8,5	10,5
630 ÷ 1000	–	–	9,5	11,5
1000 ÷ 1600	–	–	11,5	13,5
1600 ÷ 2500	–	–	–	15,5
2500 ÷ 4000	–	–	–	19

Il sovrametallo delle superficie di partenza si considera uguale a 2 mm per pezzi con una dimensione massima inferiore a 250 mm; si considera uguale a 3 mm per pezzi con dimensione massima maggiore di 250 mm.

Tab. 4-5 Sovrametalli (in mm) sulle «dimensioni critiche» di getti in ghisa grigia ottenuti per fusione in terra (AFNOR).

ISBN 88-408-1028-5

Quote nominali di riferimento (mm)	MASSIMA DIMENSIONE DEL PEZZO (mm)			
	≤ 100	100 ÷ 300	300 ÷ 500	500 ÷ 1000
≤ 50	2	2	2,5	3
50 ÷ 100	2	2	2,5	3,5
100 ÷ 400	3	3	3,5	4,5
400 ÷ 800	4	4,5	5	5,5
800 ÷ 1000	4,5	5	5,5	6,5

Tab. 4-6 Sovrametalli (in mm) sulle «dimensioni critiche» di getti di rame ottenuti per fusione in terra (valori medi indicativi).

Quote nominali di riferimento (mm)	MASSIMA DIMENSIONE DEL PEZZO (mm)			
	≤ 100	100 ÷ 300	300 ÷ 500	500 ÷ 1000
≤ 50	2	2,2	2,6	4
50 ÷ 100	2,5	2,5	2,8	4,5
100 ÷ 400	3	3,5	4	5
400 ÷ 800	4,5	5	5,5	6
800 ÷ 1000	5	5,5	6	7

Tab. 4-7 Sovrametalli (in mm) sulle «dimensioni critiche» di getti in lega di alluminio ottenuti per fusione in terra (valori medi indicativi).

Quote nominali di riferimento (mm)	MASSIMA DIMENSIONE DEL PEZZO (mm)		
	≤250	250 ÷ 1000	≥1000
≤ 40	± 1	± 1	± 2
40 ÷ 65	± 1	± 1	± 2
65 ÷ 100	± 1	± 1	± 2
100 ÷ 160	± 1	± 2	± 2
160 ÷ 250	± 2	± 2	± 3
250 ÷ 400	–	± 2,5	± 3
400 ÷ 630	–	± 3	± 4
630 ÷ 1000	–	± 4	± 5

Tab. 4-8 Tolleranze (in mm) sulle «dimensioni critiche» di getti in acciaio ottenuti per fusione in terra (AFNOR).

Quote nominali di riferimento (mm)	MASSIMA DIMENSIONE DEL PEZZO (mm)		
	≤250	250 ÷ 1000	≥1000
≤ 40	± 2	± 2	± 4
40 ÷ 65	± 2	± 2	± 5
65 ÷ 100	± 2	± 3	± 6
100 ÷ 160	± 3	± 3	± 6
160 ÷ 250	± 4	± 4	± 6
250 ÷ 400	–	± 5	± 7
400 ÷ 630	–	± 6	± 8
630 ÷ 1000	–	± 7	± 10
1000 ÷ 1800	–	–	± 13
1800 ÷ 2500	–	–	± 16

Tab. 4-9 Tolleranze (in mm) sulle «dimensioni non critiche» di getti in acciaio ottenuti per fusione in terra.

Quote nominali di riferimento (mm)	MASSIMA DIMENSIONE DEL PEZZO (mm)				
	≤100	100 ÷ 160	160 ÷ 250	250 ÷ 630	630 ÷ 1000
≤16	± 0,5	± 0,5	± 0,5	± 0,5	± 1
16 ÷ 25	± 0,5	± 0,5	± 0,5	± 0,5	± 1
26 ÷ 40	± 0,5	± 0,5	± 0,5	± 1	± 1,5
40 ÷ 63	± 1	± 1	± 1	± 1	± 1,5
63 ÷ 100	± 1	± 1	± 1	± 1	± 1,5
100 ÷ 160	–	± 1	± 1	± 1,5	± 2
160 ÷ 250	–	–	± 1,5	± 1,5	± 2
250 ÷ 400	–	–	–	± 2	± 2,5
400 ÷ 630	–	–	–	± 2,5	± 3
630 ÷ 1000	–	–	–	–	± 3,5

Tab. 4-10 Tolleranze (in mm) sulle «dimensioni critiche» di getti in ghisa grigia ottenuti per fusione in terra (AFNOR).

ISBN 88-408-1028-5

Quote nominali di riferimento (mm)	MASSIMA DIMENSIONE DEL PEZZO (mm)			
	≤250	250 ÷ 630	630 ÷ 1600	>1600
≤16	± 1	± 1,5	± 2	± 4
16 ÷ 25	± 1	± 1,5	± 2	± 4
25 ÷ 40	± 1,5	± 1,5	± 2,5	± 4
40 ÷ 63	± 1,5	± 2	± 2,5	± 4,5
63 ÷ 100	± 2	± 2	± 3	± 4,5
100 ÷ 160	± 2,5	± 2,5	± 3,5	± 5
160 ÷ 250	± 3	± 3	± 4	± 5,5
250 ÷ 400	–	± 4	± 4,5	± 6,5
400 ÷ 630	–	± 4,5	± 5,5	± 7,5
630 ÷ 1000	–	–	± 6,5	± 8,5
1000 ÷ 1600	–	–	± 8,5	± 10,5
1600 ÷ 2500	–	–	–	± 12,5
2500 ÷ 4000	–	–	–	± 16

Tab. 4-11 Tolleranze (in mm) sulle «dimensioni non critiche» di getti in ghisa grigia ottenuti per fusione in terra (AFNOR).

	GETTI PICCOLI (con una dimensione max ≤500 mm)	GETTI MEDI (con una dimensione massima compresa tra 500 e 1000 mm)
FORMATURA A MANO	± 0,75 ÷ 1	± 1 ÷ 1,5
FORMATURA A MACCHINA CON ANIME	± 0,6 ÷ 0,75	± 0, 9 ÷ 1,3
FORMATURA A MACCHINA	± 0,5 ÷ 0,6	± 0,75 ÷ 1

Tab. 4-12 Tolleranze (in mm) realizzabili sulle «dimensioni critiche» di getti colati in terra (valori medi per leghe di zinco, alluminio, magnesio, rame).

MATERIALE DEL GETTO	DIMENSIONE MAX DEL GETTO (mm)						
	≤200	200 ÷ 500	500 ÷ 800	800 ÷ 1000	1000 ÷ 1400	1400 ÷ 1700	1700 ÷ 2000
Ghisa	8	10	12	15	19	24	30
Acciaio	6	8	10	13	16	18	24
Lega di alluminio	4	6	8	10	12	14	20

Tab. 4-13 Spessori minimi (in mm) realizzabili nei getti colati in terra, in funzione delle dimensioni e del materiale del getto.

4-4-3 Procedimento di formatura in fossa

Il procedimento impiega lo stesso materiale di formatura del caso precedente oppure leganti a indurimento chimico (par. 4-4-6). Le staffe sono assenti e la forma viene ricavata in una fossa nel pavimento della fonderia, eventualmente rinforzata con pareti in calcestruzzo armato, coperta da una o più staffe di grosse dimensioni irrigidite con nervature. La preparazione della forma è manuale e utilizza o i modelli ridotti a sagoma e a scheletro, oppure la tecnica di scomporre la forma in una serie ordinata di tasselli, come in un «puzzle» tridimensionale, che vengono preparati con casse d'anima e successivamente posizionati nella fossa. La figura 4-40 riporta un'immagine di quest'ultimo procedimento.

La formatura in fossa rappresenta l'unico metodo attualmente disponibile per la realizzazione di getti in materiale ferroso e non, di dimensione e peso notevoli, fino a circa 100 t. Il procedimento è del tutto manuale e difficilmente automatizzabile, quindi molto lento e con elevata incidenza del costo della mano d'opera. Si presta quindi alla produzione di lotti di pochi esemplari.

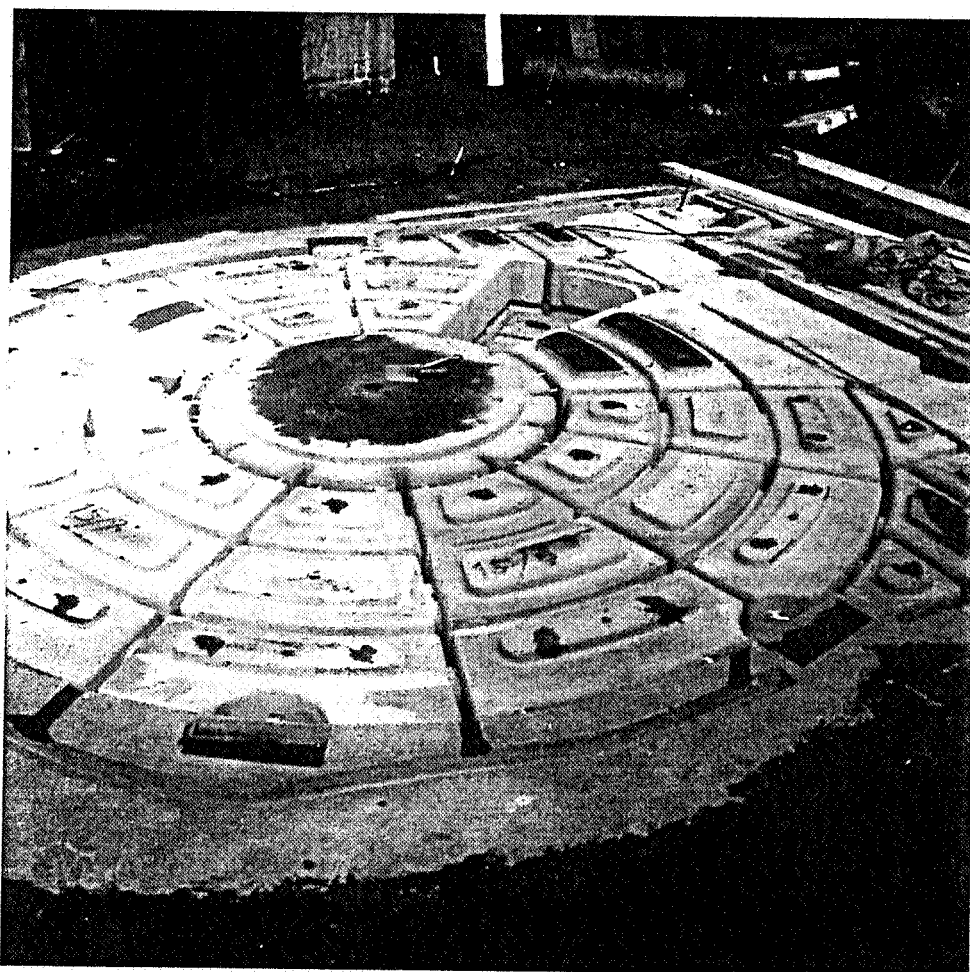
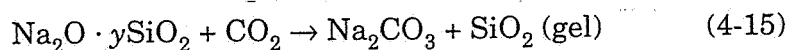



Fig. 4-40 Immagine di una formatura in fossa realizzata mediante preparazione di tasselli col metodo «cold-box».

ISBN 88-408-1028-5

4-4-4 Procedimento di formatura al CO_2

È un procedimento utilizzato per la produzione sia di forme sia di anime. Il legante è costituito da *silicato di sodio* o *vetro solubile* (3-7%), mentre l'indurente è anidride carbonica gassosa. Il processo si basa sulla seguente reazione chimica

$$Na_2O \cdot ySiO_2 + CO_2 \rightarrow Na_2CO_3 + SiO_2\,(gel) \qquad (4\text{-}15)$$

Si forma così una miscela di carbonato di sodio e silice amorfa che provoca il consolidamento della massa. Si impiegano come additivi resine ureiche e fenoliche che facilitano la disgregazione della forma dopo la colata e aumentano la facilità di compattamento della terra.

Il procedimento consiste semplicemente nel far passare una corrente di anidride carbonica nella massa di materiale di formatura nella forma o nella cassa d'anima.

Il processo è impiegato per leghe ferrose e non, fino a pesi di circa 100 t. La precisione dimensionale e la finitura superficiale ottenibili sono migliori rispetto ai casi precedenti. La velocità di esecuzione della forma o dell'anima è molto alta e le operazioni relative sono facilmente automatizzabili per produzioni di serie. Le possibilità di rigenero sono parziali (40% max).

4-4-5 Procedimento di formatura in sabbia-cemento

È uno dei mezzi più semplici ed economici per la produzione di getti in materiale ferroso di grosse dimensioni. Il legante è costituito da cemento in quantità 7-12% con acqua 3-10%. Il procedimento non richiede azioni di compressione del materiale di formatura, cosicché è anche possibile usare modelli a perdere in polistirolo; l'indurimento avviene per formazione di prodotti di idratazione cristallini, come idrossido di calcio, alluminato idrato e solfo alluminato di calcio («presa del cemento»). La miscela ha una buona conducibilità termica tale da favorire una solidificazione rapida e conseguente struttura a grana fine nel getto. Presenta inoltre un'ottima scorrevolezza e permeabilità.

Il procedimento è usato per getti di peso variabile tra 1 kg e 30 t circa. La precisione dimensionale e finitura superficiale sono scarse, dello stesso livello della formatura con terra sintetica. La velocità di esecuzione della forma è elevata, data la scorrevolezza della miscela e l'assenza di azioni di compressione. Le possibilità di rigenero sono parziali, cioè si recupera la sabbia silicea al 70-80%.

4-4-6 Procedimento di formatura cold-box

Sotto questo nome tradizionalmente si intendono vari procedimenti per la produzione sia di forme sia di anime aventi in comune il fatto che l'indurimento della forma avviene a freddo, grazie alla polimerizzazione di una resina, che è il legante, ottenuta con il passaggio di un catalizzatore gassoso. Tra i principali si ricordano:

- Il processo *Ashland* impiega come leganti una resina formofenolica e un poli-isocianato (2% circa) e trietilammina o dimetilammina

come catalizzatori gassosi. L'indurimento avviene in pochi secondi. Le caratteristiche di precisione e di finitura superficiale sono buone, il peso dei getti ottenibili è circa 1-100 kg. Le anime e le forme sono igroscopiche. La miscela non è attualmente recuperabile. I catalizzatori usati sono tossici e devono essere prese idonee precauzioni per evitarne il diffondersi nell'ambiente di lavoro.

- Il *processo* SO_2, che impiega come legante una resina fenolica o furanica alla quale viene aggiunto un perossido (metiletilchetone). Quando la corrente di SO_2 attraversa la forma o l'anima, reagisce col perossido e si trasforma in SO_3, che a sua volta si combina con l'acqua del legante formando acido solforico, che provoca la polimerizzazione del legante. Il tempo di preparazione è molto breve, l'impasto è molto fluido, ma il gas SO_2 è molto tossico e di odore sgradevole. Il peso massimo dei getti può arrivare a 40 t, la precisione e finitura dei getti sono anche in questo caso buone. Le possibilità di rigenero della miscela sono buone.

4-4-7 Procedimento di formatura shell-molding

Si tratta di un procedimento oggi molto diffuso per la produzione in serie di anime e di forme impiegabili nella fonderia di materiali ferrosi e non. Il legante è costituito da resina fenolica (2-4%) che in uno strato sottilissimo avvolge il grano siliceo; si parla infatti di *sabbia prerivestita*. Il procedimento (fig. 4-41) prevede l'uso di placche modello e di casse d'anima completamente metalliche, in quanto esse vengono preriscaldate a circa 200-250 °C; apposite macchine «sparano» poi con sistemi ad aria compressa la sabbia prerivestita sulla placca o nella cassa d'anima.

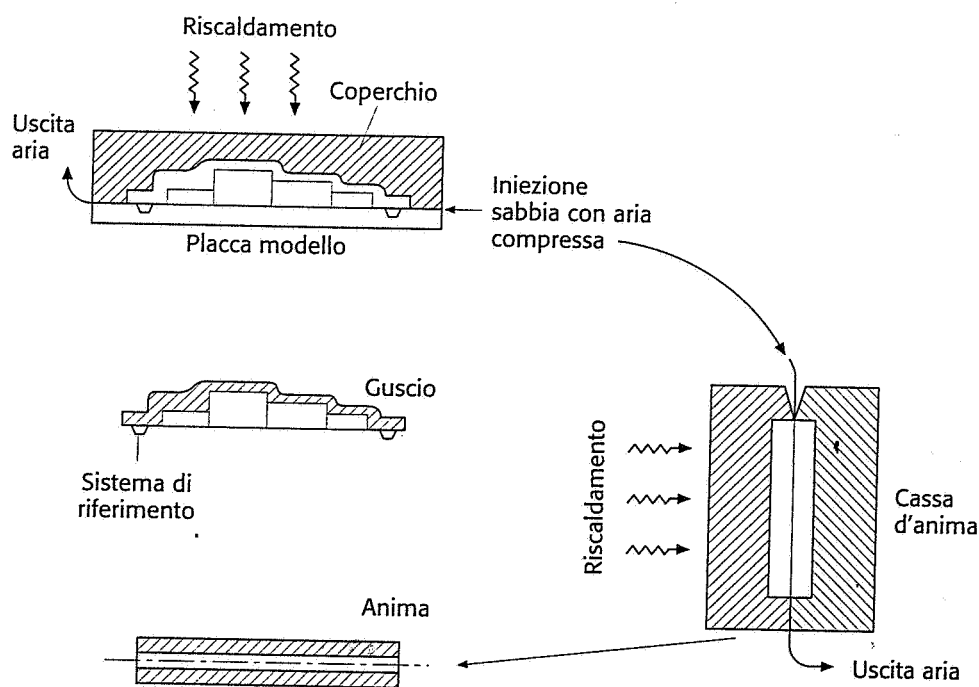



Fig. 4-41 Illustrazione del procedimento di preparazione delle forme e delle anime nel processo «shell-molding».

Dopo un certo tempo, sufficiente a far polimerizzare la resina e a far indurire un certo spessore di materiale di formatura (20-30 mm circa), la forma o l'anima terminano la loro cottura fino al raggiungimento

ISBN 88-408-1028-5

delle caratteristiche di resistenza desiderate. Ovviamente, tempo e temperature, funzione del particolare materiale di formatura usato, sono accuratamente controllate. La forma così ottenuta è ridotta a due veri e propri gusci (donde il nome «shell»), che vengono distaccati dalle placche modello grazie all'azione di estrattori e all'uso di additivi distaccanti, come lo stearato di calcio. Si ottiene così una notevole permeabilità, tale da rendere molto rari difetti come le soffiature, ma la struttura stessa della forma pone limiti alla dimensione e al peso dei getti che si possono produrre (circa 30 kg al massimo). La precisione dimensionale e la finitura superficiale sono molto buone (R_a = 2.5-3 μm). Il metodo si presta a essere automatizzato per la produzione di grande serie, anche per l'elevata scorrevolezza della miscela. La miscela può essere conservata a lungo senza problemi di igroscopicità, e così pure le forme e le anime, ma le possibilità di un suo riutilizzo sono per ora assenti. Le tabelle 4-14, 4-15 e 4-16 riportano i valori indicativi dei soprametalli e delle tolleranze per questo procedimento, per le varie leghe.

Dimensioni nominali (mm)	Sovrametalli di lavorazione (mm)	Tolleranze (mm)
≤50	1,5	± 0,25 ÷ 0,5
50 ÷ 100	1,5	± 0,38 ÷ 0,63
100 ÷ 175	1,5 ÷ 2	± 0,5 ÷ 0,76
175 ÷ 225	1,5 ÷ 2	± 0,63 ÷ 0,89
225 ÷ 300	2 ÷ 2,5	± 0,76 ÷ 1
300 ÷ 350	2 ÷ 2,5	± 0,89 ÷ 1,14
350 ÷ 425	2,5 ÷ 3,5	± 1 ÷ 1,27
425 ÷ 475	2,5 ÷ 3,5	± 1,14 ÷ 1,40
475 ÷ 510	2,5 ÷ 3,5	± 1,27 ÷ 1,52

Tab. 4-14 Valori indicativi dei sovrametalli di lavorazione e delle tolleranze realizzabili su getti in acciaio col procedimento shell molding.

Dimensioni nominali (mm)	Sovrametalli di lavorazione (mm)	Tolleranze (mm)
25 ÷ 150	1 ÷ 1,5	± 0,38 ÷ 0,5
150 ÷ 225	1 ÷ 1,5	± 0,5 ÷ 0,63
225 ÷ 300	1,5 ÷ 2	± 0,63 ÷ 0,76
300 ÷ 500	1,5 ÷ 2	± 0,75 ÷ 0,90

Tab. 4-15 Valori indicativi dei sovrametalli di lavorazione e delle tolleranze realizzabili su getti in ghisa col procedimento shell molding.

Dimensioni nominali (mm)	Sovrametalli di lavorazione (mm)	Tolleranze (mm)
≤ 50	0,5 ÷ 1	± 0,1 ÷ 0,25
50 ÷ 175	0,5 ÷ 1	± 0,16 ÷ 0,42
175 ÷ 300	1 ÷ 2	± 0,29 ÷ 0,67
300 ÷ 450	1,3 ÷ 2,5	± 0,71 ÷ 0,83

Tab. 4-16 Valori medi indicativi dei sovrametalli di lavorazione e delle tolleranze realizzabili su getti in leghe di rame, di alluminio, di magnesio, di zinco, col procedimento shell molding.

4-4-8 Procedimento di formatura di precisione o microfusione

Il metodo (fig. 4-42) è la derivazione industriale del noto e antico procedimento di fusione artistica a cera persa. Il punto di partenza è la realizzazione, normalmente tramite iniezione in conchiglia, di un certo numero di modelli a perdere in cera; questi modelli possono essere comunque complessi, senza problemi di sottosquadro e con tutti i fori e le cavità previste dal progetto, in quanto il metodo non prevede anime. I modelli sono poi assemblati a forma di grappolo mediante bacchette in cera di collegamento, che costituiranno il sistema di colata, la cui parte terminale è a forma di bacino di colata. Nella fase successiva viene preparata una miscela refrattaria costituita da materiali a basso coefficiente di espansione termica e a grana molto fine (zircone o allumina o farina di silice fusa) legato con *etilsilicato idrolizzato*, che viene versata in un contenitore intorno al grappolo. Un'idonea azione vibratoria permette l'evacuazione dell'aria rimasta. Dopo breve tempo inizia la solidificazione mediante formazione del gel di silice, seguita da una fase di indurimento a bassa temperatura con estrazione della cera e dalla cottura finale della massa monolitica.

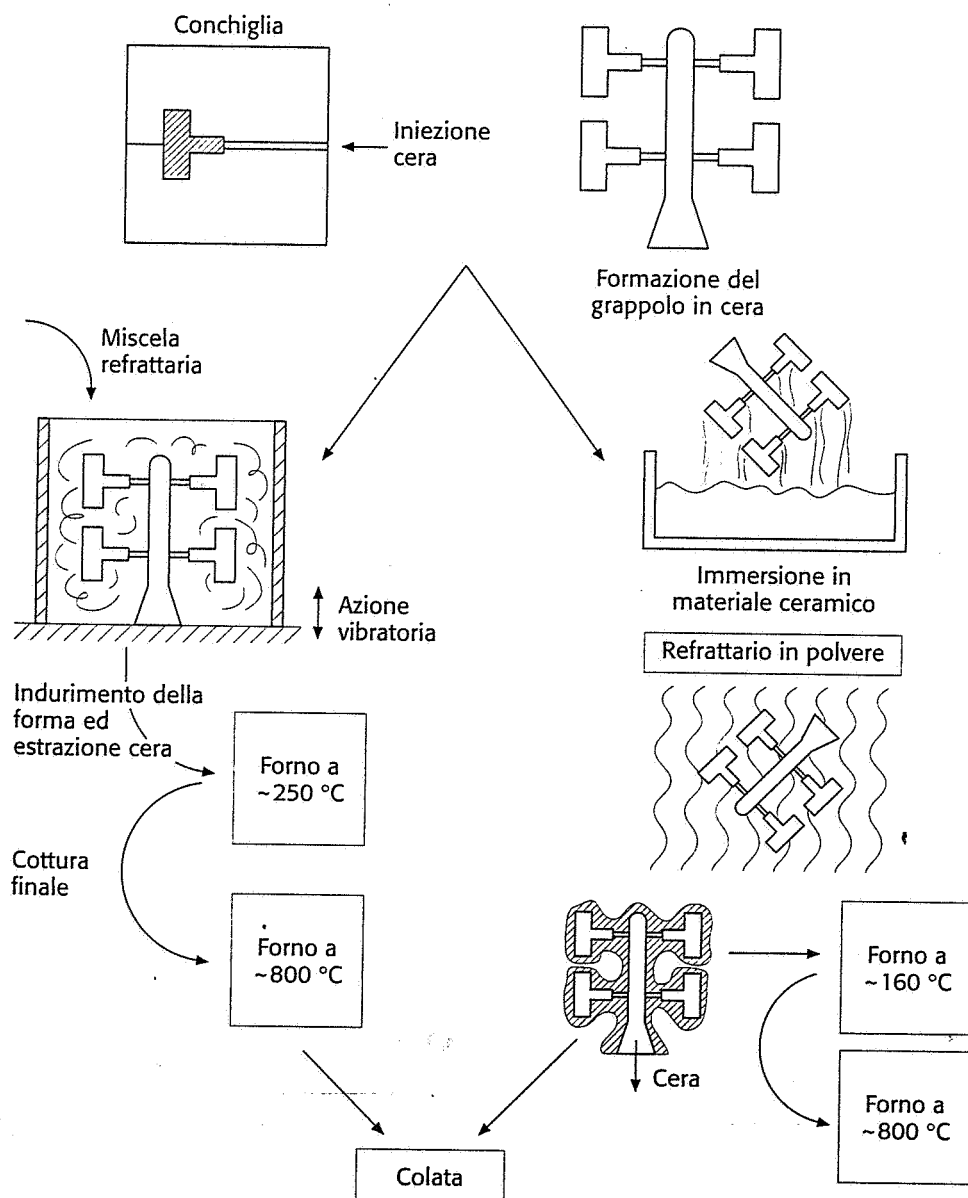



Fig. 4-42 Illustrazione del procedimento di formatura in microfusione.

ISBN 88-408

Un procedimento leggermente diverso (*investment casting*) prevede invece che il grappolo di cera venga immerso in una vasca contenente il materiale ceramico per il primo strato e, allo stato umido, esposto sotto una pioggia di particelle refrattarie; tale ciclo è poi ripetuto fino al raggiungimento dello spessore richiesto del guscio. Dopo asciugatura ed essiccazione con aria calda, il grappolo viene messo in autoclave a circa 160 °C dove la cera viene eliminata e recuperata al 90%. Dopo cottura finale a circa 800 °C, il guscio è pronto per la colata.

Qualunque tipo di lega può essere colato con questo procedimento, e la complessità del getto è limitata solo dalla difficoltà di esecuzione della conchiglia. Le conchiglie per pezzi di piccole dimensioni sono in genere multiple, cioè con un'unica iniezione di cera si ottengono più modelli collegati tra loro con canali, con facilitazione nella successiva costruzione del grappolo. Per il dimensionamento della cavità della conchiglia occorre considerare un *doppio ritiro*, cioè sia della cera sia della lega. Il campo di impiego del procedimento è per i getti piccoli (350-400 mm di dimensione massima e 5 kg di peso massimo); la finitura superficiale è buona (R_a = 2-2,5 μm è un valore tipico) e le tolleranze dimensionali sono piuttosto strette. Lo spessore minimo è intorno a 1,5 mm o meno per materiali a elevata fluidità; valore minimo di diametri dei fori ottenibili 3 mm circa. Il procedimento è adatto alla piccola e media serie, per gli elevati costi del materiale e delle attrezzature. La precisione del procedimento permette di prevedere soprametalli minimi e di limitare spesso le lavorazioni meccaniche alle sole operazioni di rettifica. La tabella 4-17 riporta i valori indicativi dei soprametalli e delle tolleranze per questo procedimento.

Dimensioni nominali (mm)	**Sovrametalli di lavorazione** (mm)	**Tolleranze** (mm)
≤ 25	0,40	± 0,03 ÷ 0,07
25 ÷ 50	0,40 ÷ 0,50	± 0,07 ÷ 0,15
50 ÷ 75	0,50 ÷ 0,70	± 0,12 ÷ 0,20
75 ÷ 100	0,60 ÷ 1	± 0,20 ÷ 0,30
100 ÷ 125	0,70 ÷ 1,2	± 0,30 ÷ 0,40

Tab. 4-17 Valori medi indicativi dei sovrametalli di lavorazione e delle tolleranze realizzabili col procedimento di microfusione.

4-4-9 Il processo Policast

Il processo Policast si differenzia tra quelli in forma transitoria descritti nei paragrafi precedenti in quanto il materiale di formatura è esclusivamente sabbia silicea, senza alcun legante. Il nome deriva dal fatto che i modelli usati sono realizzati in *polistirolo espanso*; essi sono costruiti mediante iniezione ad aria compressa di sferette di polistirolo pre-espanso (per diminuirne la densità a circa 25 kg/m^3) in stampi metallici: successivamente lo stampo è attraversato da vapore surriscaldato che provoca il rammollimento della superficie delle sferette e la loro saldatura. Dopo raffreddamento ad acqua dello stampo, il modello viene estratto, eventualmente con uso di estrattori. Se il modello ha forma complessa e presenta troppi sottosquadri, difficilmente risolubili con tasselli mobili nello stampo, può essere costruito in più parti, che successivamente vengono incollate con resine termofusibili a com-

pleta decomponibilità durante la colata. I modelli così ottenuti sono generalmente assemblati in grappolo dotato di canale di colata (come nel caso della microfusione) mediante un processo di termosaldatura, essenzialmente per l'economia derivante dal poter realizzare più pezzi con una sola colata.

Il grappolo è poi verniciato a spruzzo con una *vernice refrattaria* e successivamente essiccato per l'eliminazione del solvente. La vernice svolge un ruolo chiave in questo processo: infatti, quando durante la colata la lega entra nella forma, il polistirolo del modello vaporizza per irraggiamento. Il gas così formatosi, che si trova davanti al fronte di avanzamento della vena liquida, agisce sullo strato di vernice, impedendo alla sabbia circostante di crollare e di essere inglobata nel getto. La vernice impedisce anche il contatto diretto tra la lega liquida e la sabbia, rendendo possibile il suo totale recupero.

Il grappolo è quindi inserito in un contenitore che viene riempito di sabbia e successivamente vibrato per permettere ad essa di ricopiare esattamente tutti i dettagli del modello. Segue la colata per gravità, durante la quale il grappolo in polistirolo è completamente sostituito dalla lega metallica. Dopo solidificazione il grappolo viene estratto dalla sabbia e i singoli pezzi vengono separati dal canale di colata.

Tra i vantaggi del processo Policast ci sono la completa riciclabilità della sabbia e quindi l'assenza degli impianti di trattamento dopo distaffatura, l'eliminazione degli additivi e delle anime, l'assenza di bave (mancando i piani di giunzione tra le semiforme e tra forme e anime). I problemi principali da considerare sono: il costo della fabbricazione dei modelli a perdere, la delicatezza della loro manipolazione, i rischi della loro deformazione nella fase di compattamento della sabbia.

Il processo Policast è adatto per produzioni di media e grande serie, dove tutte le operazioni prima descritte sono altamente automatizzate, soprattutto per quei pezzi nei quali il costo delle anime sarebbe elevato. È utilizzato specialmente per la produzione di parti in ghisa dell'industria motoristica, quali collettori di scarico, alberi a gomito cavi, componenti della trasmissione, volani motore.

4-5 Le tecniche di fusione in forma permanente

4-5-1 Generalità

Le tecniche di fusione in forma permanente si distinguono da quelle in forma transitoria per il fatto che la forma è realizzata in lega metallica, normalmente acciai legati o ghise speciali, in modo quindi da essere utilizzata per un numero elevato di getti uguali: l'elevato costo di realizzazione di questo tipo di forma rende questi procedimenti economicamente giustificabili solo nella produzione in grande serie. D'altro lato questo tipo di forma ben si presta all'automazione delle varie operazioni di colata ed estrazione dei getti, automazione sempre più spinta, oggi robotizzata, nei moderni impianti di colata sotto pressione.

Il fatto che la forma sia realizzata in materiale metallico fa sì che la struttura cristallina dei getti sia particolarmente fine, caratteristica questa che va a vantaggio della resistenza meccanica, per effetto del rapido scambio termico tra la lega fusa e la forma (chiamata comunemente *conchiglia*). Inoltre l'assenza della granulometria della sabbia silicea e delle imperfezioni e/o deformazioni tipiche delle forme transi-

ISBN 88-408-102

torie, forniscono getti di elevata qualità, sia come finitura superficiale sia come precisione dimensionale, costante su tutta la produzione, a un costo relativamente basso su serie numerose.

Tuttavia la forma non è porosa come quella transitoria, per cui occorre prendere certe precauzioni (*canali di sfogo*) per permettere all'aria e ad eventuali gas presenti di uscire dalla forma prima della solidificazione, sempre rapida, del getto, onde evitare le classiche soffiature. Inoltre, occorre mantenere la conchiglia a temperatura costante, dopo preriscaldamento iniziale, per evitare che il brusco raffreddamento del getto e conseguente ritiro provochino bloccaggi del getto stesso, che ne impediscono l'uscita.

Le caratteristiche essenziali di una lega colabile in forma permanente sono la colabilità e la temperatura di colata. Colabilità significa principalmente *fluidità*, ovvero capacità di riempire zone della conchiglia con spessore sottile senza solidificare prematuramente; la temperatura di colata non deve essere troppo elevata per evitare danneggiamenti alla conchiglia o durate limitate nel tempo.

Le leghe normalmente colabili in forma permanente sono le leghe leggere, le leghe di rame, quelle di zinco, le leghe bianche antifrizione; limitatamente al caso di conchiglia a gravità si hanno esempi di colata di ghise lamellari o sferoidali.

Per ragioni di ingombro delle conchiglie e relative macchine, l'applicazione di tale metodo di colata riguarda i pezzi di dimensione medio-piccola. Riguardo al metodo di riempimento della conchiglia, si distingue tra colata *a gravità* e colata *sotto pressione*; tutte le osservazioni fatte finora valgono nei due casi, ma certe differenze tra i due metodi rendono opportuna una trattazione separata.

4-5-2 Il procedimento di colata in conchiglia a gravità

Il procedimento viene così chiamato perché l'unica azione che spinge la lega fusa a riempire la conchiglia è la gravità, cioè si cola direttamente dal crogiolo nel bacino di colata realizzato nella conchiglia.

Lo spessore minimo del getto ottenibile in questo caso è intorno ai 4 mm, in funzione anche della fluidità della lega. La finitura superficiale ottenibile è circa R_a = 1,8-5 μm, le tolleranze sulle quote del getto sono riportate indicativamente nella tabella 4-20 insieme con i soprametalli consigliati. Occorre prevedere angoli di sformo sulle superfici del getto paralleli alla direzione di estrazione, pari a circa 3 gradi. La dimensione del minimo diametro ottenibile per fori è intorno a 2 mm e le massime profondità dei fori ciechi in funzione del diametro sono riportate nella tabella 4-19.

Materiali	Temperatura di colata (°C)	Temperatura della conchiglia (°C)
Leghe leggere	650	350
Bronzi di alluminio	1075	400
Ottoni	970	125
Ghise	1300 ÷ 1350	250 ÷ 350

Tab. 4-18 Temperatura di colata e corrispondente temperatura della conchiglia per differenti leghe.

Diametro Ø (mm)	Leghe di zinco	Leghe leggere	Leghe di rame
2 ÷ 3	Ø × 5	–	–
3 ÷ 4	Ø × 5	Ø × 4	–
4 ÷ 6	Ø × 5	Ø × 4	Ø × 3
6 ÷ 12	Ø × 6	Ø × 5 ÷ 6	Ø × 3 ÷ 4
> 12	Ø × 8	Ø × 6	Ø × 4

Tab. 4-19 Profondità massime consigliate dei fori ciechi in funzione del loro diametro, per fusioni in conchiglia a gravità.

Dimensioni nominali (mm)	Sovrametalli di lavorazione (mm)	Tolleranze (mm)
≤ 25	0,2 ÷ 2	± 0,20 ÷ 0,75
25 ÷ 100	0,8 ÷ 2	± 0,25 ÷ 0,75
100 ÷ 200	1 ÷ 2	± 0,50 ÷ 0,80
200 ÷ 250	1,5 ÷ 2,5	± 0,65 ÷ 1
250 ÷ 350	2 ÷ 2,5	± 0,75 ÷ 1,15
350 ÷ 450	2,5 ÷ 3	± 0,90 ÷ 1,25
450 ÷ 510	2,5 ÷ 3	± 1 ÷ 1,55

Tab. 4-20 Valori medi indicativi dei sovrametalli di lavorazione e delle tolleranze realizzabili nel procedimento di fusione in conchiglia a gravità.

I materiali più usati per la costruzione delle conchiglie sono le ghise G25 e G30 stabilizzate e gli acciai X35CrMo5 e X28W09. Gli eventuali sottosquadri vengono normalmente risolti con l'uso di tasselli mobili, manualmente o automaticamente. Le anime sono di due tipi: quando la forma è complessa e crea troppi problemi per l'estrazione dal getto, si realizza in modo simile alla fonderia in forma transitoria, cioè col metodo al CO_2 o col metodo cold-box (esempi tipici si trovano nella produzione di rubinetterie), mentre negli altri casi si realizzano in uno degli acciai di cui sopra, provvedendo a realizzarle in parti scomponibili se sono presenti sottosquadri per l'estrazione dell'anima (esempio tipico un pistone automobilistico in lega leggera).

La qualità dei getti prodotti dipende dalla lubrificazione delle parti in movimento, dalla temperatura della conchiglia, dalla verniciatura delle superfici interne, dalle canalizzazioni di colata e dalle eventuali materozze. La temperatura ottima di colata di una lega è un compromesso tra problemi di ritiro eccessivo del getto e scarsa fluidità, che può provocare un riempimento incompleto. L'equilibrio termico della conchiglia si raggiunge, a seguito di opportuno preriscaldamento, dopo la colata di un certo numero di pezzi. La tabella 4-18 riporta le temperature indicative di colata e della conchiglia per varie leghe.

Le superfici interne della conchiglia vengono verniciate con vernici a base acquosa con polveri refrattarie e lubrificanti (come grafiti, allumina, nerofumo, talco, mica, farina di silice), a spruzzo o a pennello con i seguenti scopi principali:

- controllo del trasferimento del calore in certe zone del pezzo (per esempio, materozze);
- controllo dello scorrimento della lega per assicurare un corretto riempimento;

ISBN 88-408-1028-5

- miglioramento della finitura superficiale e del distacco dalla conchiglia;
- aumento della durata della conchiglia.

Il sistema di colata attraverso il quale la lega penetra nell'interno della forma ha un'importanza fondamentale ai fini della qualità del getto. Devono essere ridotte al minimo le turbolenze, che provocano intrappolamenti di aria con conseguenti soffiature e ossidazione, specialmente con le leghe di alluminio e di magnesio; occorre evitare anche che la vena liquida, entrando nella forma, provochi spruzzi, che possono causare difetti localizzati. Spesso la pratica della fonderia in conchiglia prevede un *basculamento* della conchiglia durante la colata, per evitare intrappolamenti d'aria e per assicurare un riempimento più dolce della forma. Il dimensionamento dei canali di colata deve essere fatto in modo che il tempo di colata sia minore del tempo di solidificazione delle parti più sottili del getto, tempo stimabile con le formule riportate nei paragrafi precedenti. Per quanto riguarda la tipologia dei sistemi di colata, la figura 4-43 illustra i principali:

- Il sistema *in sorgente* assicura un riempimento con poca turbolenza e una buona evacuazione dell'aria. Tuttavia il metallo deve percorrere un tragitto mediamente più lungo che negli altri casi, arrivando più freddo nella materozza e dando origine a sfridi maggiori: la soluzione di innalzare la temperatura di colata aumenta il rischio di ossidazione e diminuisce la durata della conchiglia.
- Il sistema *laterale* è molto usato con le leghe leggere, la lega ha un'altezza di caduta ridotta, una solidificazione meglio orientata; il canale di colata viene realizzato inclinato rispetto alla superficie superiore della conchiglia per favorire il basculamento. Esiste tuttavia una certa dissimmetria nella distribuzione della temperatura.
- Il sistema *dall'alto* è il migliore dal punto di vista della solidificazione direzionale e permette di usare materozze ridotte o addirittura costituite dal canale di colata stesso; esiste tuttavia il pericolo di spruzzi che provocano il difetto delle gocce fredde, per cui questo sistema è ottimo per le conchiglie di altezza ridotta che vengono basculate durante la colata.

Nella figura 4-44 sono riportati due schemi di conchiglie, una con anima in terra e l'altra con anima metallica.

4-5-3 I procedimenti di colata in conchiglia sotto pressione

Questi procedimenti si differenziano dal precedente per il fatto che la lega liquida viene iniettata con un'elevata pressione nella conchiglia; ciò richiede l'uso di macchine e impianti ausiliari di notevole costo, cosicché tali procedimenti sono impiegati solo per produzioni di grande serie, laddove è possibile realizzare getti a basso costo unitario di notevole finitura superficiale (R_a = 0,8-1,5 mm), elevate caratteristiche meccaniche derivanti da una struttura fine e compatta, e tolleranze assai ristrette, tali da ridurre al minimo le lavorazioni meccaniche successive: le tabelle 4-21, 4-22, 4-23 e 4-24 riportano i valori indicativi di soprametalli e tolleranze per le leghe di uso più comune.

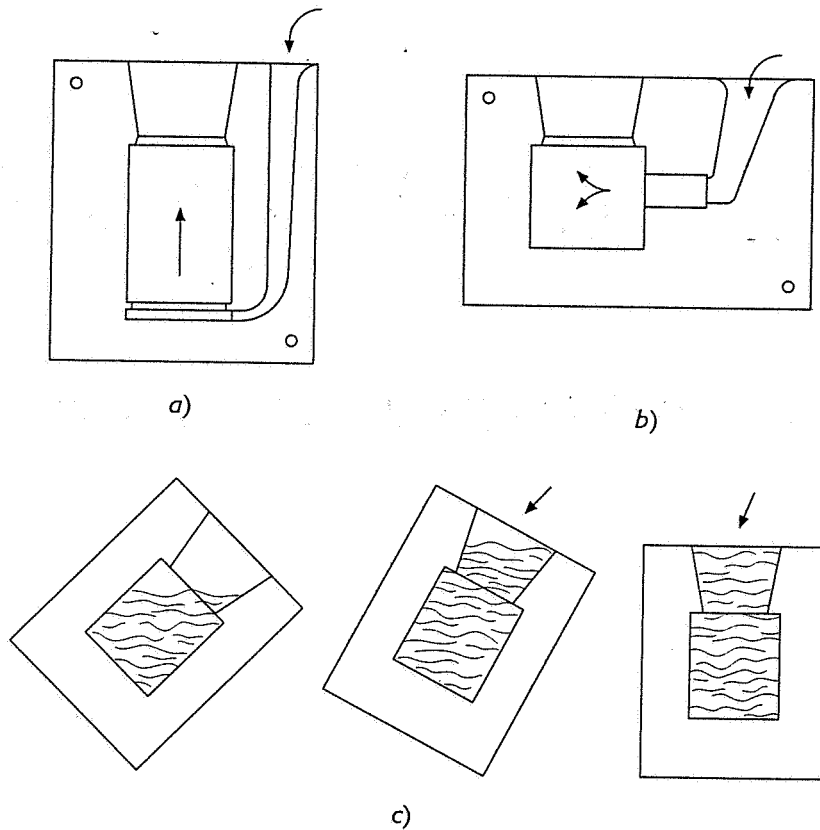



Fig. 4-43 Principali tipologie dei sistemi di colata in conchiglia a gravità: in sorgente a), laterale b), dall'alto con basculamento c).

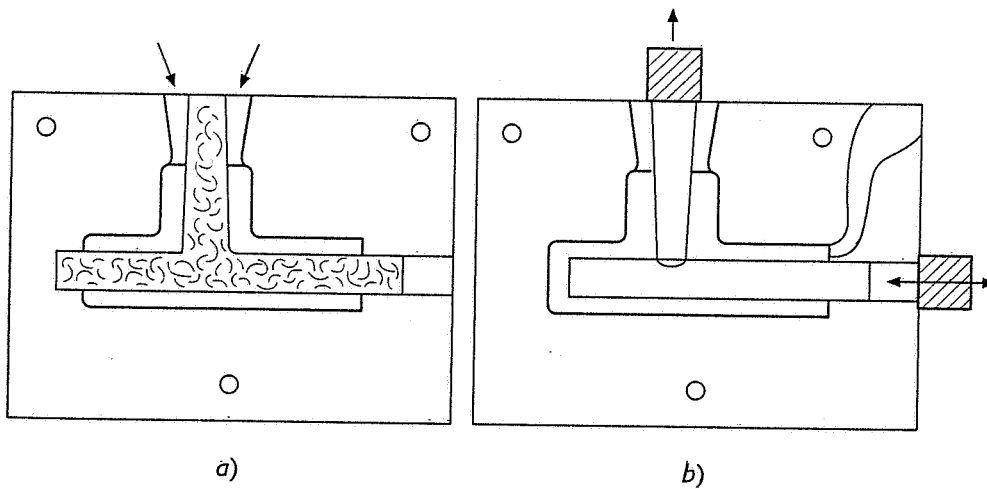



Fig. 4-44 Schema semplificato di due conchiglie a gravità: con anime in terra a), con anime metalliche b).

Dimensioni nominali (mm)	Sovrametalli di lavorazione (mm)	Tolleranze (mm)
≤25	0,5	± 0,01 ÷ 0,02
25 ÷ 50	0,5	± 0,03 ÷ 0,04
50 ÷ 100	0,5	± 0,04 ÷ 0,09
100 ÷ 200	0,5 ÷ 0,6	± 0,09 ÷ 0,18
200 ÷ 300	0,5 ÷ 0,8	± 0,15 ÷ 0,27
300 ÷ 400	0,8 ÷ 1	± 0,22 ÷ 0,37
400 ÷ 500	1 ÷ 1,5	± 0,30 ÷ 0,46

Tab. 4-21 Valori indicativi dei sovrametalli di lavorazione e delle tolleranze realizzabili su getti di leghe di stagno col procedimento di fusione sotto pressione.

ISBN 88-408-1028-5

Dimensioni nominali (mm)	Sovrametalli di lavorazione (mm)	Tolleranze (mm)
≤25	0,5	± 0,02 ÷ 0,07
25 ÷ 50	0,5	± 0,04 ÷ 0,10
50 ÷ 100	0,5 ÷ 0,6	± 0,06 ÷ 0,15
100 ÷ 200	0,6 ÷ 0,8	± 0,10 ÷ 0,25
200 ÷ 300	0,5 ÷ 1	± 0,18 ÷ 0,35
300 ÷ 400	1 ÷ 1,5	± 0,26 ÷ 0,45
400 ÷ 500	1 ÷ 1,6	± 0,34 ÷ 0,55

Tab. 4-22 Valori indicativi dei sovrametalli di lavorazione e delle tolleranze realizzabili su getti di leghe di zinco col procedimento di fusione sotto pressione.

Dimensioni nominali (mm)	Sovrametalli di lavorazione (mm)	Tolleranze (mm)
≤25	0,5	± 0,03 ÷ 0,10
25 ÷ 50	0,6	± 0,06 ÷ 0,13
50 ÷ 100	0,5 ÷ 0,8	± 0,08 ÷ 0,21
100 ÷ 200	0,6 ÷ 1,2	± 0,13 ÷ 0,36
200 ÷ 300	0,1 ÷ 1,5	± 0,23 ÷ 0,51
300 ÷ 400	1,1 ÷ 1,9	± 0,33 ÷ 0,61
400 ÷ 500	1,1 ÷ 1,2	± 0,41 ÷ 0,71

Tab. 4-23 Valori indicativi dei sovrametalli di lavorazione e delle tolleranze realizzabili su getti di leghe di alluminio col procedimento di fusione sotto pressione.

Dimensioni nominali (mm)	Sovrametalli di lavorazione (mm)	Tolleranze (mm)
≤25	0,5 ÷ 0,5	± 0,07 ÷ 0,17
25 ÷ 50	0,5 ÷ 0,7	± 0,11 ÷ 0,22
50 ÷ 100	0,6 ÷ 1	± 0,15 ÷ 0,32
100 ÷ 200	0,8 ÷ 1,5	± 0,22 ÷ 0,52
200 ÷ 300	1,2 ÷ 2	± 0,37 ÷ 0,72

Tab. 4-24 Valori indicativi dei sovrametalli di lavorazione e delle tolleranze realizzatili su getti di leghe di rame col procedimento di fusione sotto pressione.

Le macchine per colata sotto pressione (fig. 4-45 e 4-46) sono costituite, da un punto di vista funzionale, da:

- Un sistema di apertura, chiusura e mantenimento in posizione di chiusura della conchiglia costituito da una robusta struttura con 4 colonne cilindriche, una piastra porta conchiglia fissa e una mobile. Su tali piastre vengono montate le due semiconchiglie. Il movimento della parte mobile avviene attraverso un pistone oleodinamico comandato da apposito circuito e da un sistema di leve a

ginocchiera, avente lo scopo di far scaricare la forza, che tende ad aprire la conchiglia durante l'iniezione a pressione, sulla struttura stessa invece che sullo stelo del pistone.

- Un sistema di iniezione a pressione della lega liquida nella conchiglia. Per questo sistema esistono due possibilità, il sistema a *camera calda* e quello a *camera fredda*.

La macchina a *camera calda* (fig. 4-45) è caratterizzata dalla presenza del crogiolo di contenimento in ghisa della lega liquida all'interno della macchina stessa e di un eventuale crogiolo di attesa. I due crogioli sono riscaldati da appositi bruciatori a gas. Il sistema di iniezione consiste generalmente in un sistema cilindro-pistone azionato dal circuito oleodinamico che, nella corsa di salita aspira una certa quantità di liquido nel condotto di iniezione attraverso un foro, mentre nella corsa di discesa inietta, attraverso un ugello, la lega nella conchiglia. In questa macchine la lega contenuta nei crogioli può essere isolata dal contatto con l'atmosfera, rendendo così possibile la colata di leghe di magnesio.

La produttività è molto alta (fino a 1000 pezzi/ora per piccole dimensioni) e il controllo della temperatura della lega molto facilitato, essendo assenti azioni di trasporto della lega da un forno esterno. Quest'ultimo aspetto le rende particolarmente adatte alla colata di leghe di zinco. La colata delle leghe di alluminio non è invece consigliabile con tali macchine, in quanto la lunga permanenza del bagno liquido in contatto con il crogiolo e il sistema di iniezione può portare a un inquinamento del bagno stesso da parte del ferro.

La macchina a *camera fredda* (fig. 4-46) è invece alimentata, per ogni colata, con la quantità di lega liquida necessaria prelevata da un forno posto nelle vicinanze della macchina e ivi trasferita mediante un sistema automatizzato di trasporto. La produttività di queste macchine può arrivare a circa 150 pezzi/ora e le leghe colate sono quelle di alluminio, di rame e anche di magnesio, utilizzando particolari dispositivi di iniezione.

Indipendentemente dal tipo di macchina usato, il materiale delle conchiglie è in generale acciaio legato al W, Cr e Mo per leghe di alluminio, magnesio e rame, oppure acciaio al carbonio con modesto tenore di carbonio per leghe di stagno, piombo e zinco. La durata delle conchiglie è mediamente 100 000-200 000 pezzi: tuttavia l'uso di leghe di rame può ridurre la durata a 50 000-60 000 pezzi.

Il limite principale di questo procedimento è il peso massimo dei getti realizzabili, limite legato alla dimensione delle macchine e delle conchiglie.

I pesi massimi *orientativi* dei getti colati sotto pressione sono i seguenti (valori indicativi): 1-5 kg per leghe di magnesio, 1-10 kg per leghe di alluminio, 3-5 kg per leghe di rame, 5-10 kg per leghe di stagno, piombo e zinco.

L'iniezione della lega con una forte pressione permette di ottenere getti con spessori più sottili che con la colata a gravità: 2,5-3 mm per le leghe di rame, 1,5-2 mm per le leghe di alluminio e magnesio, 0,6-1 mm per le leghe di stagno, piombo e zinco. Il getto realizzato con questo procedimento deve essere disegnato con spessori uniformi e ridotti al minimo, facendo uso di nervature, in modo da ottenere un buon compromesso tra resistenza meccanica e peso del getto, riducendo anche il pericolo di porosità e deformazioni.

ISBN 88-408-1028-5

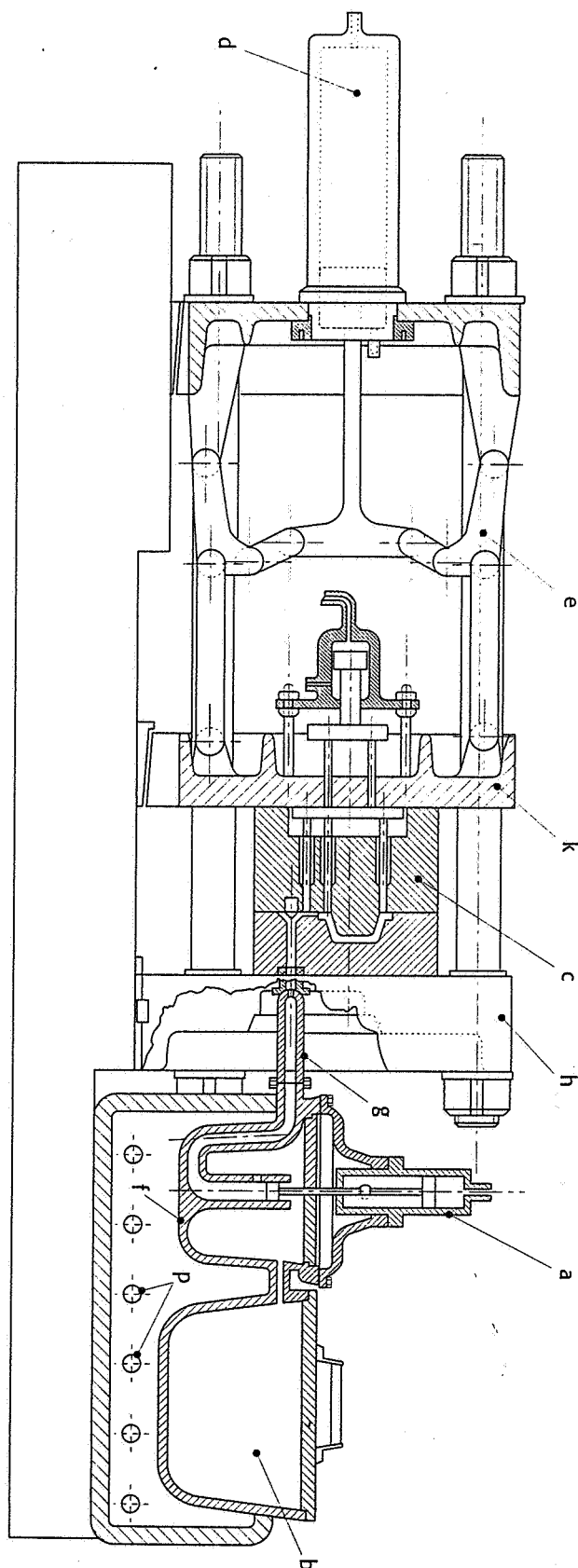



Fig. 4-45 Esempio di macchina a camera calda.
a: cilindro di iniezione
b: crogiolo di attesa
c: conchiglia
d: cilindro per apertura e chiusura della conchiglia
e: leve a ginocchiera
f: crogiolo principale
g: ugello per iniezione lega liquida
h: piastra porta conchiglia fissa
k: piastra porta conchiglia mobile
p: bruciatori di riscaldamento.

ISBN 88-408-1028-5

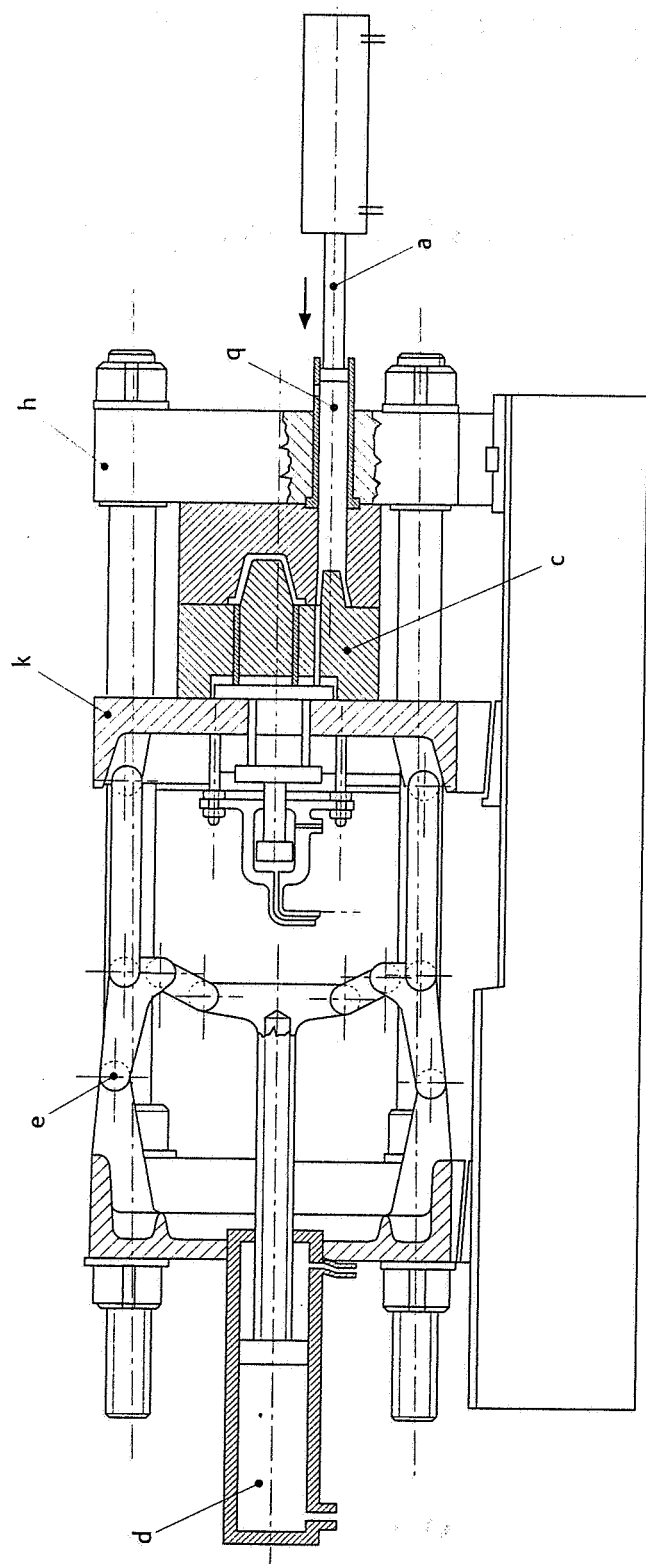



Fig. 4-46 Esempio di macchina a camera fredda.
a: cilindro di iniezione
c: conchiglia
d: cilindro per apertura e chiusura della conchiglia
e: leve a ginocchiera
h: piastra porta conchiglia fissa
k: piastra porta conchiglia mobile
q: zona di caricamento della lega liquida

ISBN 88-408-1028-5

Materiali	Leghe di piombo e stagno	Leghe di zinco	Leghe di magnesio	Leghe di alluminio	Leghe di ram
°C	250÷300	500÷600	600÷700	650÷700	1000÷1100

Tab. 4-25 Temperature di colata sotto pressione delle varie leghe.

Le anime sono sempre realizzate in acciaio legato e i sottosquadri devono essere necessariamente risolti, quando non è assolutamente possibile eliminarli, con tasselli mobili automaticamente durante l'apertura della conchiglia, prima dell'estrazione del getto, che avviene grazie alla presenza di idonei estrattori (fig. 4-47 e 4-75).

È possibile ottenere fori con un diametro minimo di 1 mm. La tabella 4-26 riporta i valori indicativi delle profondità massime dei fori in funzione del loro diametro.

Diametro dei fori (mm)	Profondità max per getti (mm)			
	Lega di zinco	Lega di alluminio	Lega di magnesio	Lega di rame
3	10	7,5	7,5	–
4	15	10	10	–
5	20	13	13	–
6	25	15	15	12
9	35	25	25	23
12	50	35	35	32
16	80	60	60	50
19	115	80	80	80
25	150	125	125	125

Nota: Per diametri > 25 mm la max profondità del foro può essere considerata uguale a 6 volte il diametro.

Tab. 4-26 Profondità massime dei fori, in relazione al diametro, in getti ottenuti per fusione sotto pressione.

Molto diffusa è la pratica di prevedere inserti di materiale diverso dal getto per la realizzazione di perni o boccole: molto importante in questo caso è disegnare opportunamente la parte dell'inserto che rimane inglobata nel getto, in modo da impedirne ogni movimento.

La figura 4-47 illustra uno schema di conchiglia per colata sotto pressione. Il buon funzionamento della conchiglia richiede sia un idoneo controllo termostatico della sua temperatura (come del resto di quella di colata della lega, indicata nella tabella 4-25 per varie leghe), sia l'uso di idonei lubrificanti che proteggano l'incisione dall'erosione della corrente di lega liquida che entra a una velocità di circa 50 m/s e assicurino un perfetto scorrimento di tutte le parti mobili alla temperatura di esercizio della conchiglia, senza tuttavia formare depositi o reagire con la lega.

Molto usata è la grafite colloidale sospesa in olio, che viene spruzzata prima di ogni colata.

ISBN 88-408-1028-5

4-6 La ricerca della qualità e della economicità in fonderia

Da quanto descritto nei paragrafi precedenti appare chiaro che i processi di formatura, specialmente quelli in forma transitoria, sono difficilmente controllabili a causa dei numerosi parametri che intervengono a determinare la qualità del getto. La lunga esperienza dei fonditori ha permesso di catalogare in veri e propri atlanti i principali tipi di difetti che si possono manifestare nei getti. È importante che il tecnico di fonderia sappia diagnosticarli correttamente e sia in grado di rimuoverne la causa (talvolta un insieme di cause) onde ridurre gli scarti di produzione, intervenendo o sui parametri del processo o sul progetto stesso del getto.

4-6-1 I difetti di fonderia

I possibili difetti di fonderia sono numerosi e in questa sede, per semplicità, sono classificati nelle seguenti categorie, all'interno delle quali sono descritti alcuni degli esempi più significativi.

1) *escrescenze metalliche*;
2) *cavità*;
3) *soluzioni di continuità*;
4) *superfici difettose*;
5) *pezzi incompleti*;
6) *deformazioni o forme scorrette*;
7) *inclusioni o anomalie strutturali*.

Escrescenze metalliche. Questo tipo di difetto può avere varie morfologie e varie origini. Le *bave* di piccolo spessore e di dimensioni limitate (fig. 4-48*a*) si trovano sempre in corrispondenza del piano di divisione delle forme o delle portate d'anima e hanno origine generalmente dall'eccessivo gioco esistente in tali accoppiamenti unitamente a

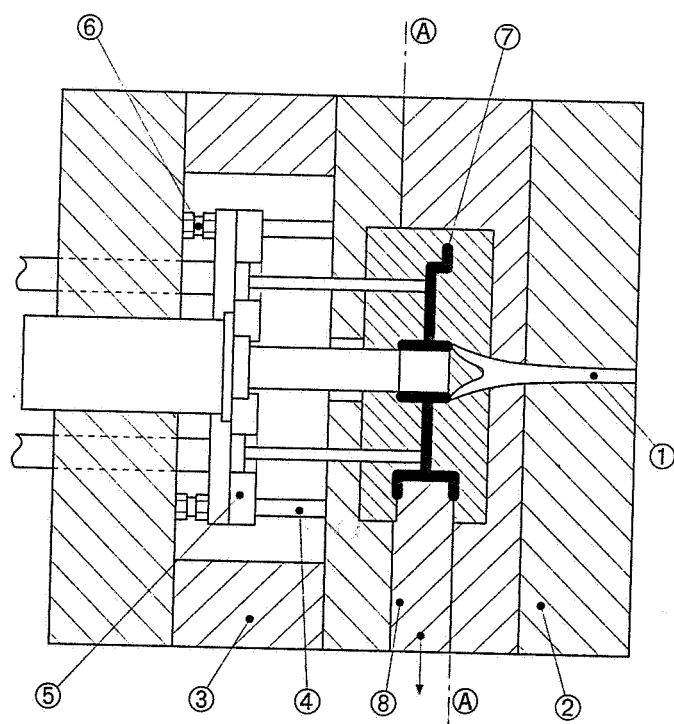



Fig. 4-47 Schema di una conchiglia per colata sotto pressione.

A-A superficie di separazione delle semiconchiglie
1) canale di iniezione della lega liquida
2) semiconchiglia fissa
3) semiconchiglia mobile
4) estrattore
5) piastra porta estrattori
6) fine corsa regolabile
7) getto
8) tassello mobile per sottosquadro.

ISBN 88-408-1028-

una troppo elevata temperatura di colata, che aumenta la fluidità della lega. Le bave di maggior spessore ed estensione (fig. 4-48*b*) in corrispondenza del piano di divisione delle forme sono causate da una rilevante fuoriuscita di lega liquida dovuta a un sollevamento della forma superiore per effetto della spinta metallostatica non adeguatamente compensata.
Il *distacco di sabbia* si presenta come un'escrescenza di aspetto irregolare e rugoso (fig. 4-48*c*) e ha origine da una parte di forma che si è distaccata dalla parte restante durante l'ingresso della lega liquida o comunque prima della solidificazione. Le cause di tale distacco possono essere varie, tra queste l'erosione su parti non raccordate, scarsa coesione o scarsa permeabilità locali del materiale da formatura.

Cavità. I difetti tipici appartenenti a questo gruppo sono le soffiature e le cavità di ritiro. Le *soffiature* sono piccole cavità interne o superficiali di forma tondeggiante (fig. 4-48*d*) con superficie interna liscia e spesso ossidata. L'origine è sempre l'impedita evacuazione dei prodotti gassosi generati in vario modo durante la colata, per effetto di scarsa porosità o assenza di idonee canalizzazioni di sfiato. Le *cavità di ritiro* sono cavità interne, ma talvolta collegate con la superficie esterna, di aspetto irregolare e con superficie interna spesso frastagliata (fig. 4-48*e*). Si verificano in parti del getto ad alto modulo di raffreddamento non sufficientemente alimentate da materozze.

Soluzioni di continuità. Le *fratture a freddo* sono vere e proprie rotture che interessano tutta la sezione di una parte del getto (fig. 4-48f). Il loro nome deriva dal fatto che si verificano nelle ultime fasi di raffreddamento del getto, a causa delle eccessive tensioni di trazione causate dal ritiro in fase solida impedito dalla presenza di anime troppo rigide o da parti del getto stesso a modulo di raffreddamento molto diverso, che si raffreddano in tempi molto diversi. Le *cricche* sono fratture superficiali più o meno profonde, che si manifestano generalmente in corrispondenza di zone con brusche variazioni di spessore o mal raccordate, e sono causate dalla concentrazione di tensioni di trazione dovute al fenomeno del ritiro in fase solida (fig. 4-48g). La *ripresa*, invece, si manifesta come una soluzione di continuità che interessa tutta o parte della sezione: l'aspetto è quello di due parti del getto che non si sono unite in una forma continua, mà sembrano come incollate (fig. 4-48*h*). È generata dall'unione di due vene liquide che si sono unite a temperatura ormai troppo bassa e con superfici ossidate. Le principali cause possono essere una temperatura di colata troppo bassa, un tempo di riempimento della forma troppo alto o un'errata distribuzione della lega nella forma attraverso il sistema di colata.

Superfici difettose. Con tale termine si indica un aspetto superficiale grossolano, anomalo rispetto ai risultati tipici di ogni processo di formatura. Un esempio di quest'ampia casistica è la superficie «*a buccia d'arancia*» (fig. 4-48*i*) che ha la sua origine nelle reazioni ad alta temperatura tra la lega liquida e i leganti e additivi del materiale di formatura. Spesso la causa è una terra mal rigenerata o con agenti inquinanti.

Pezzi incompleti. La figura 4-48*l* mostra chiaramente l'aspetto tipico di questo difetto, che si manifesta di preferenza nelle parti a spessore piccolo di un getto. La causa è da ricercarsi nel fatto che la lega liquida

non è riuscita a completare il riempimento della forma a causa o della temperatura di colata troppo bassa per quel dato spessore o per errata progettazione del sistema di colata.

Deformazioni o forme scorrette. Deformazioni macroscopiche possono verificarsi in getti con geometria snella e sezione formata da parti con spessori molto diversi durante la fase di raffreddamento a causa dei tempi diversi in cui avviene il ritiro. Un esempio di *forma scorretta* è riportato nella figura 4-48*m*,che si manifesta come uno scorrimento di una parte del getto rispetto all'altra lungo il piano di separazione delle forme. È evidentemente dovuto a un eccessivo gioco tra i sistemi di riferimento dei due semimodelli o delle staffe.

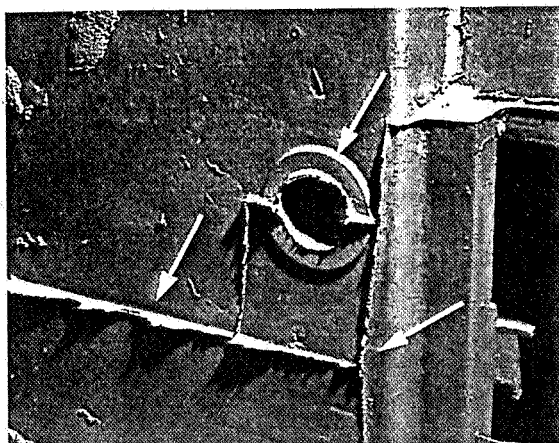
Inclusioni o anomalie strutturali. Esempi di *inclusioni non metalliche* sono parti di scoria che, non trattenute dai vari dispositivi previsti nel sistema di colata, sono inglobate durante la solidificazione, oppure parti della forma in sabbia che, trascinate per effetto erosivo dalla vena liquida durante il suo ingresso nella forma, rimangono intrappolate nella struttura del getto. Invece, esempi di *inclusioni metalliche* sono le *gocce fredde*, parti metalliche sferoidali a grana fine e con superficie ossidata, spesso inglobate nella parte bassa del getto: la causa è da cercarsi negli spruzzi, causati dalla vena liquida che entra nella forma dall'alto, che, urtando contro le pareti fredde della forma, solidificano rapidamente.

Tra le anomalie strutturali più note è la *tempra localizzata*, che si può verificare nelle parti sottili dei getti in ghisa e consiste in una struttura ricca in Fe_3C piuttosto che in grafite. La conseguenza è un aumento eccessivo di durezza della zona interessata, che la rende poco lavorabile alle macchine utensili. Questo difetto si manifesta nelle zone che solidificano rapidamente in concomitanza di una non adatta composizione della ghisa, cioè con elevato tenore di Cr e Mn (elementi stabilizzanti dei carburi) o con scarso contenuto di Si (elemento grafitizzante).

4-6-2 Criteri di progettazione dei pezzi ottenuti per fusione

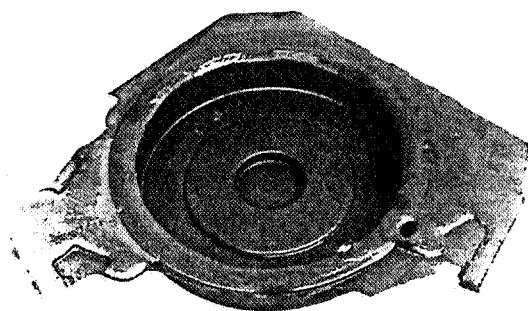
Un errato disegno di alcuni particolari del getto può provocare in esso difetti (come indicato nel paragrafo precedente) che lo rendono inutilizzabile o può sensibilmente aumentarne il costo di produzione. L'estrema variabilità della tipologia dei pezzi ottenuti per fusione ne rendono difficile una schematizzazione efficace: tuttavia è possibile analizzare gli esempi tipici riportati nelle figure seguenti, per trarne alcune indicazioni utili nella fase di progettazione del getto. Questi esempi fanno parte delle cosiddette regole DFM (*Design for Manufacturing*) cioè regole che devono essere conosciute dal progettista per contribuire a ridurre i costi di produzione.

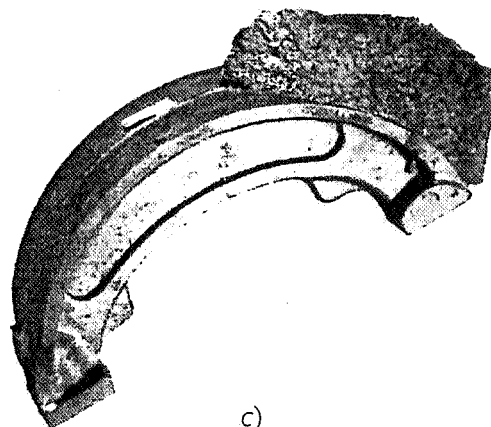
Le figure da 4-49 a 4-56 riportano alcuni casi tipici nei quali un diverso disegno della parte può evitare l'ammassamento di materiale che provocherebbe inevitabilmente cavità di ritiro.

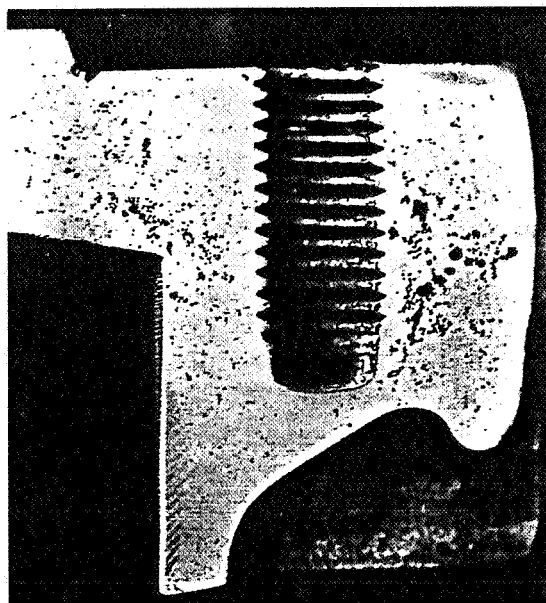
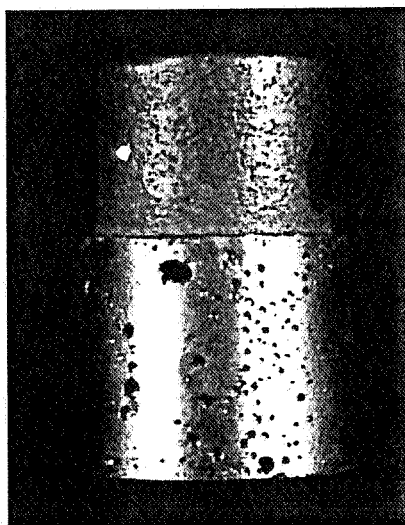
ISBN 88-408-1028-5

Bave

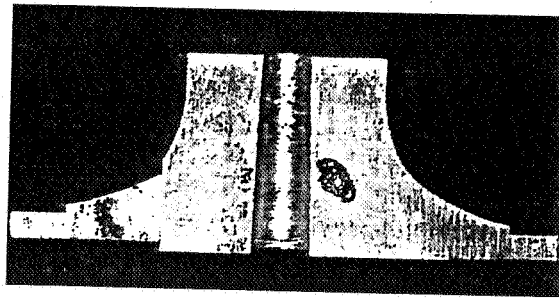
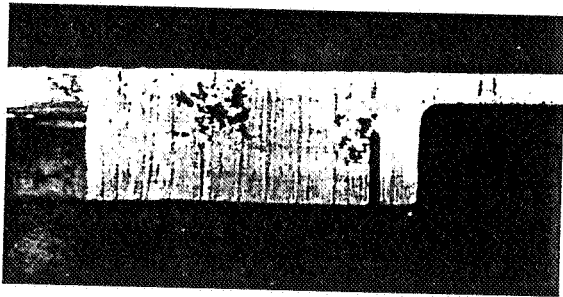
a)

Fig. 4-48 Principali difetti di fonderia. (Da Guy Hénon, Claude Mascré e Georges Blanc, Recherce de la qualité des pièces de fonderie, Comité International des Associations Techniques de Fonderie, Paris 1971).

Bave

b)

Distacco di sabbia

c)

Soffiature

d)

Cavità di ritiro

e)

Frattura a freddo

f)

Cricca

g)

Ripresa

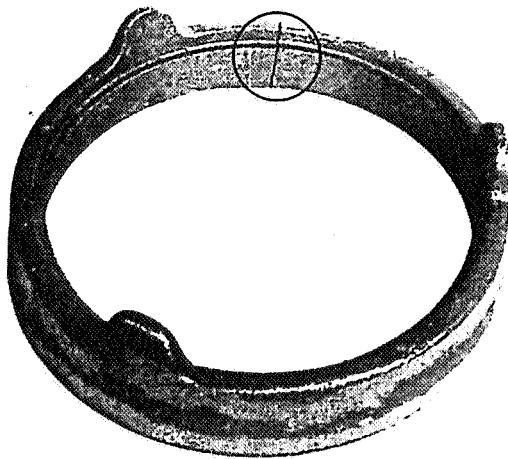
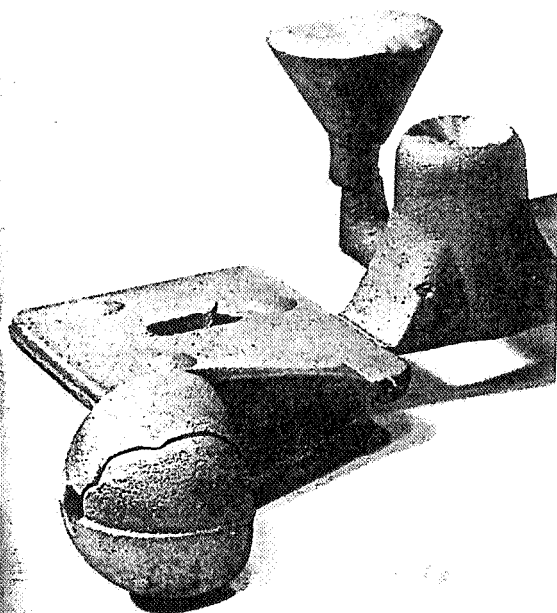
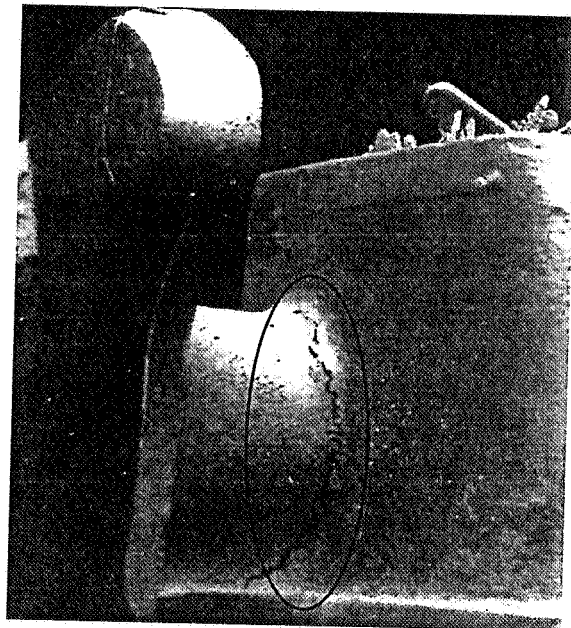
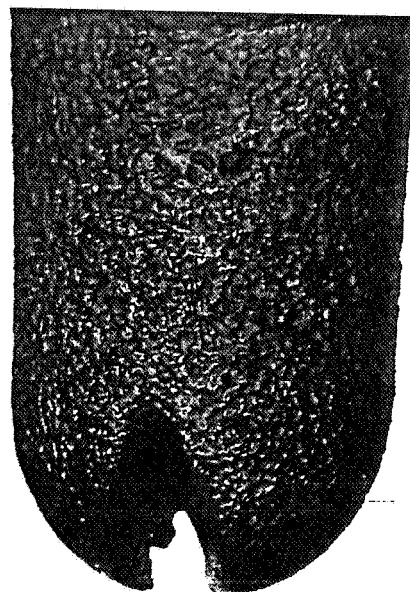
h)

Superficie a «buccia d'arancia»

i)

Fig. 4-48 *Continuazione.*

ISBN 88-408-1028-5

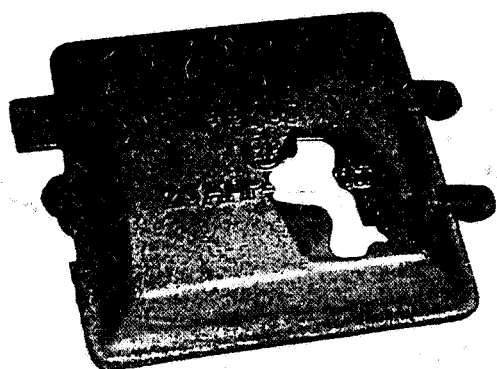
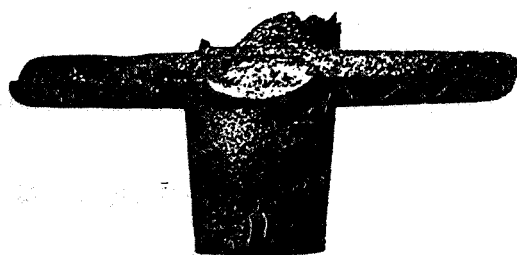



Fig. 4-48 *Continuazione.*

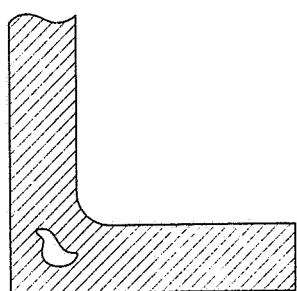
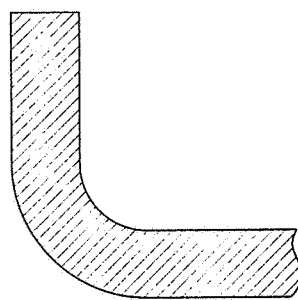



Fig. 4-49 Disegno scorretto a) e corretto b) di una parte di un getto.

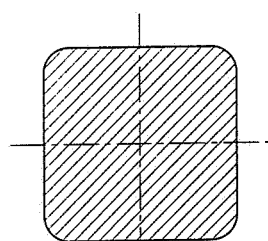
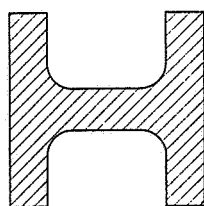
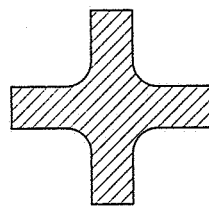



Fig. 4-50 Disegno scorretto (a, d) e corretto (b, c, e, f) di una sezione di un getto.

ISBN 88-408-1028-5

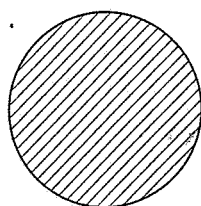
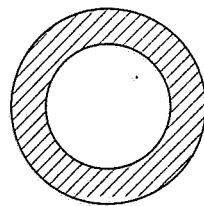
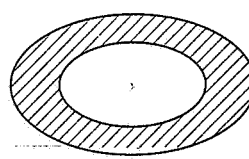
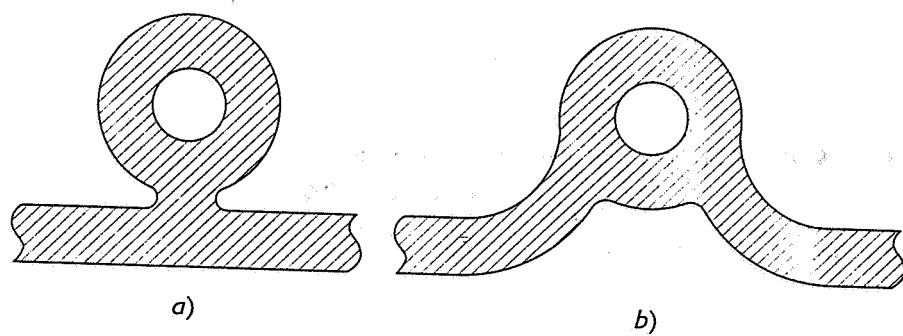



Fig. 4-51 Disegno scorretto a) e corretto b) di una parte di un getto.

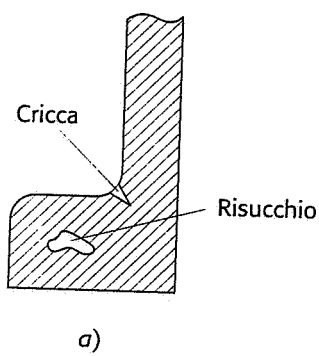



Fig. 4-52 Disegno scorretto a) e corretto b) di una parte di un getto.

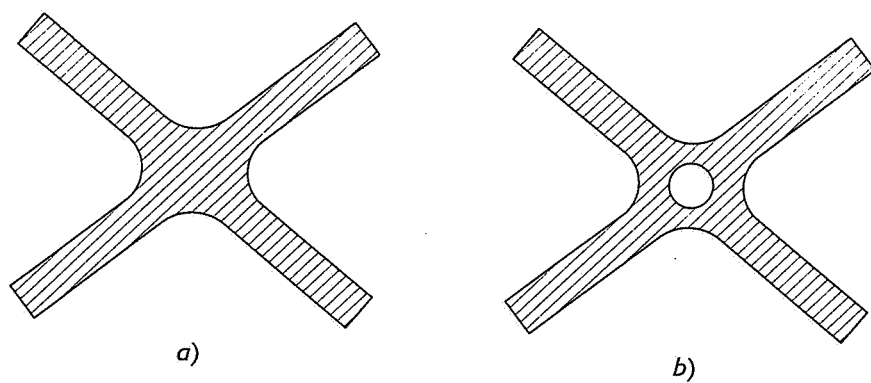



Fig. 4-53 Disegno scorretto a) e corretto b) di una parte di un getto.

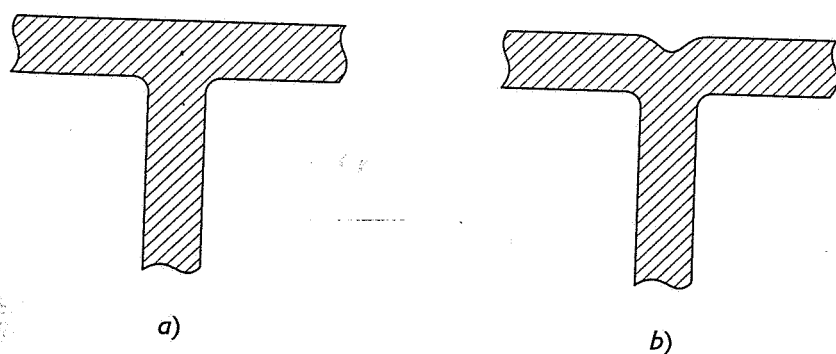



Fig. 4-54 Disegno scorretto a) e corretto b) di una parte di un getto.

ISBN 88-408-1028-5

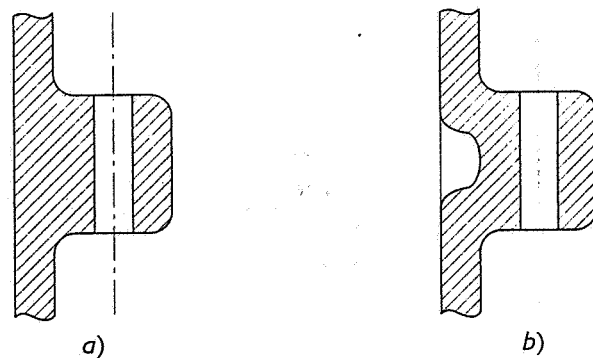



Fig. 4-55 Disegno scorretto a) e corretto b) di una parte di un getto.

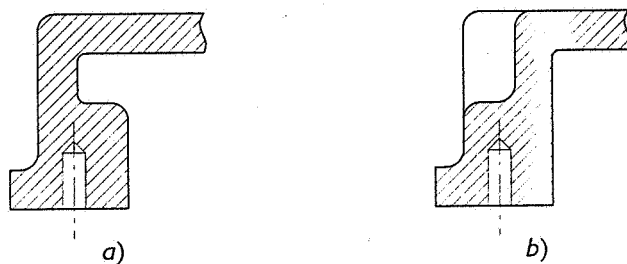



Fig. 4-56 Disegno scorretto a) e corretto b) di una parte di un getto.

La figura 4-57 illustra un esempio in cui la modifica del disegno ha la funzione di aumentare la resistenza del pezzo alle sollecitazioni esterne.

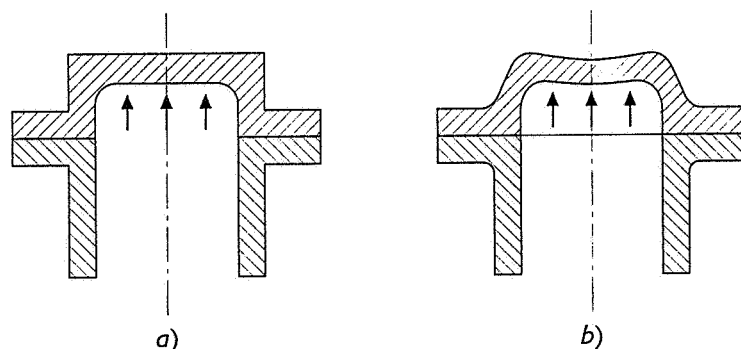



Fig. 4-57 Disegno scorretto a) e corretto b) di una parte di un getto.

Le figure 4-58, 4-59 e 4-60 riportano esempi in cui la modifica della parte favorisce il piazzamento sulla macchina o la lavorazione.

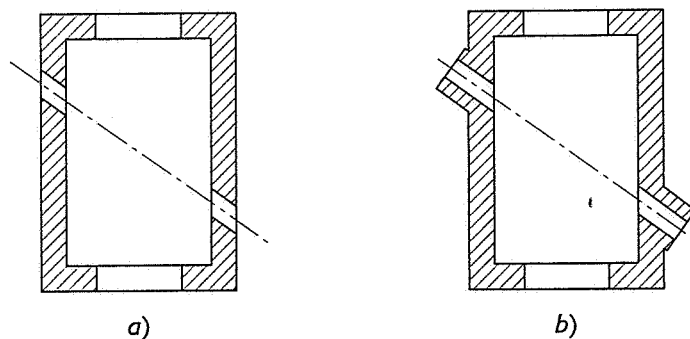



Fig. 4-58 Disegno scorretto a) e corretto b) di una parte di un getto.

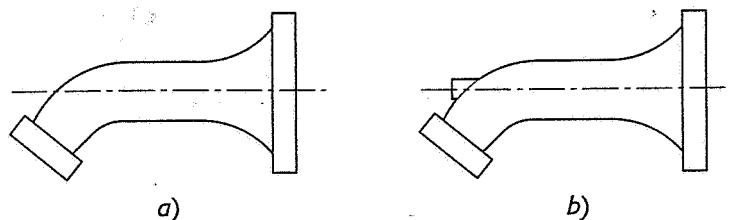



Fig. 4-59 Disegno scorretto a) e corretto b) di una parte di un getto.

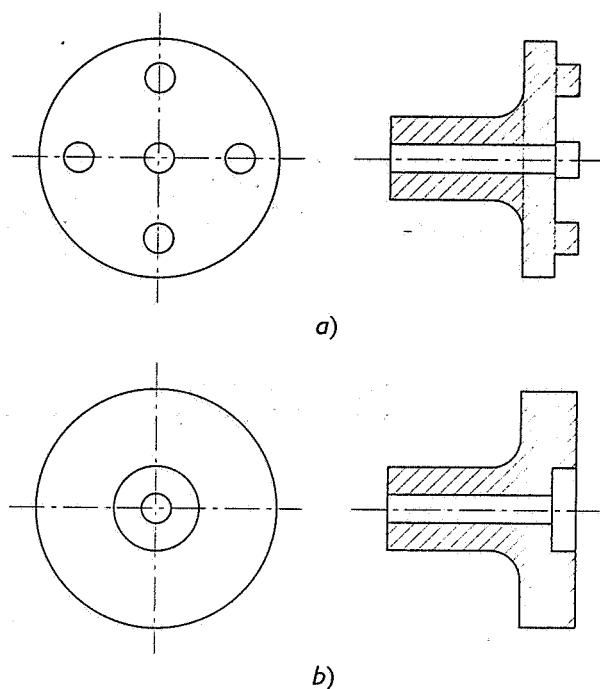



Fig. 4-60 Disegno scorretto a) e corretto b) di una parte di un getto.

Le figure 4-61 e 4-62 illustrano com'è possibile semplificare la formatura evitando inutili sottosquadri.

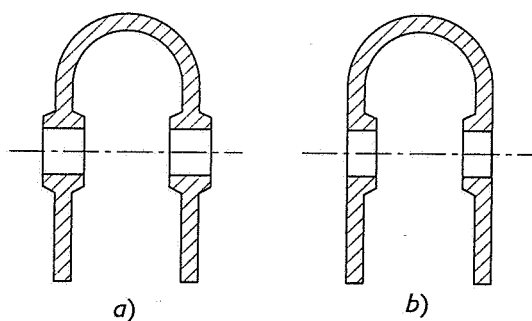



Fig. 4-61 Disegno scorretto a) e corretto b) di una parte di un getto.

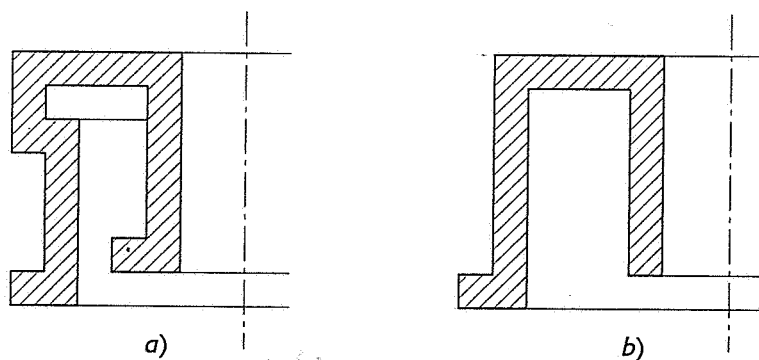



Fig. 4-62 Disegno scorretto a) e corretto b) di una parte di un getto.

Le figure 4-63, 4-64, 4-65 e 4-66 illustrano le modifiche da apportare al disegno per assicurare una maggior resistenza meccanica alle anime.

ISBN 88-408-1028-5

Anima a) Anima b)

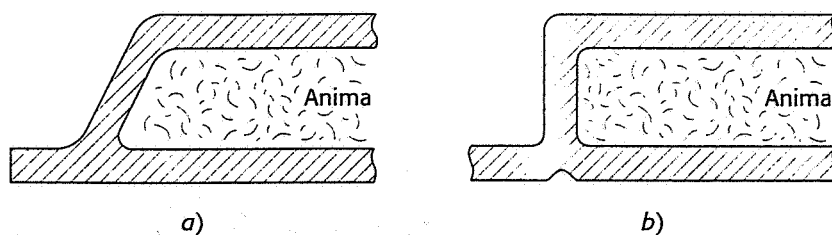



Fig. 4-63 Disegno scorretto a) e corretto b) di una parte di un getto.

Anima a) Anima b)

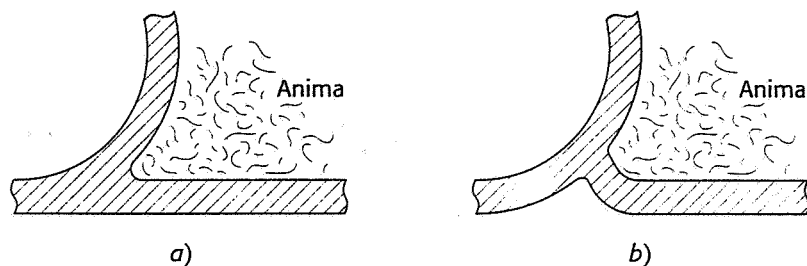



Fig. 4-64 Disegno scorretto a) e corretto b) di una parte di un getto.

Anima a) Anima b)

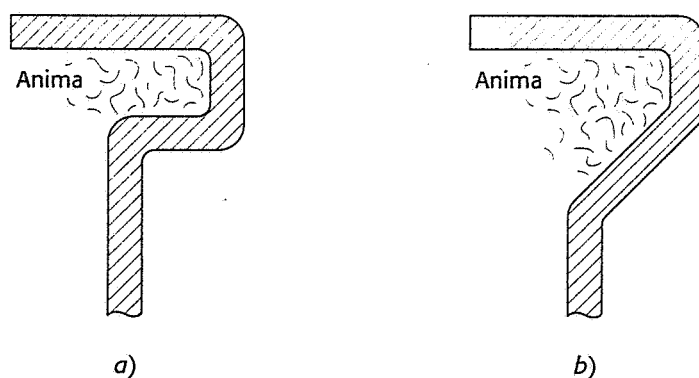



Fig. 4-65 Disegno scorretto a) e corretto b) di una parte di un getto.

a) b)

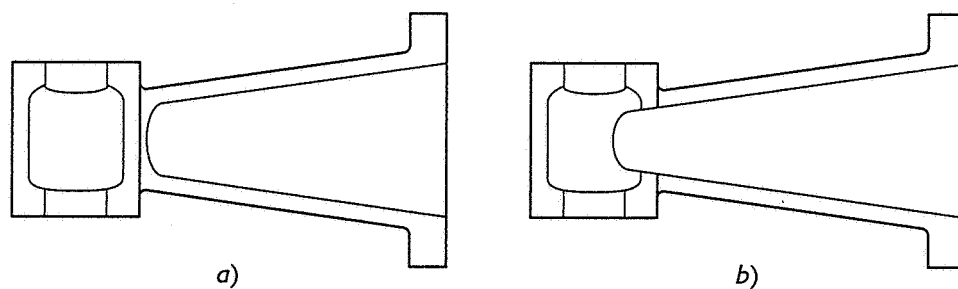



Fig. 4-66 Disegno scorretto a) e corretto b) di una parte di un getto.

La figura 4-67 mostra alcuni esempi per disporre correttamente le nervature. La figura 4-68 illustra come deve essere modificato il disegno di un pezzo nel caso di colata sotto pressione e la figura 4-69 come debbano essere disegnati gli inserti metallici nel processo di colata sotto pressione.

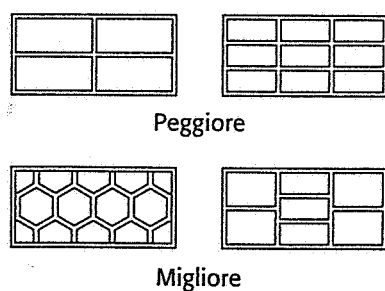



Fig. 4-67 Metodi razionali di disposizione di nervature.

ISBN 88-408-1028-5

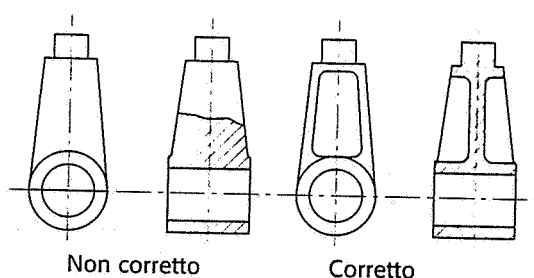



Fig. 4-68 Modifica del disegno di un pezzo realizzato per pressofusione.

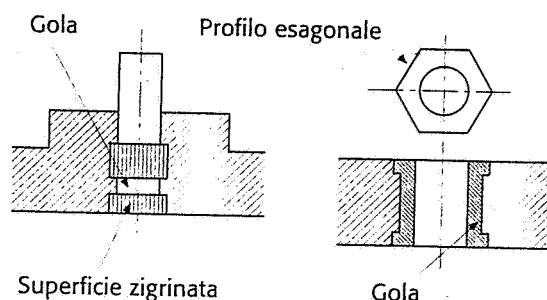



Fig. 4-69 Disegno di un inserto per colata sotto pressione.

4-7 Lo studio del ciclo di fabbricazione per fusione

4-7-1 Generalità

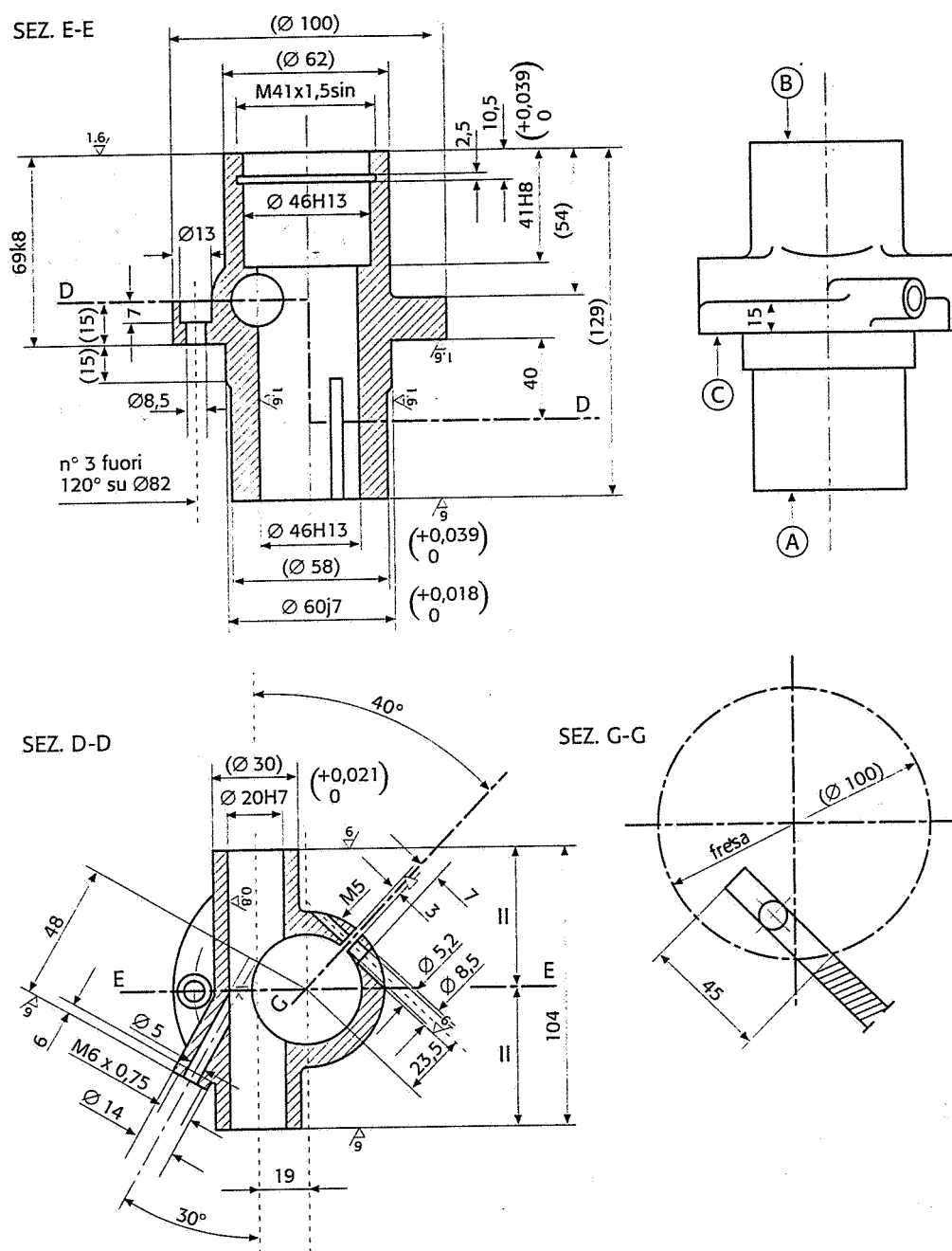
Lo studio del ciclo di fabbricazione per fusione di un elemento meccanico parte necessariamente dal disegno dell'elemento finito, dalla conoscenza del materiale con cui deve essere realizzato e del tipo di produzione che se ne deve fare.

a) La prima decisione che il tecnico di produzione deve prendere riguarda la scelta del tipo di formatura: tale scelta è il risultato di un'analisi tecnica ed economica del problema. Infatti, secondo quanto esposto nei paragrafi precedenti, ogni tipo di formatura, in forma sia transitoria sia permanente, ha le proprie caratteristiche peculiari nei riguardi delle dimensioni e peso del getto, della lega utilizzata, delle caratteristiche meccaniche richieste, della precisione e finitura superficiale desiderate e i propri costi sia per quanto riguarda la mano d'opera richiesta sia per gli impianti necessari per la formatura e per i trattamenti successivi del getto.

b) Una volta effettuata tale scelta, è necessario passare al disegno dell'elemento greggio di fusione, scegliendo la posizione del piano di divisione delle due semiforme e valutando l'entità dei soprametalli da prevedere sulle superfici lavorate, degli angoli di sformo e dei raggi di raccordo, tenendo conto delle possibilità e dei limiti del procedimento di formatura scelto.

c) A questo punto è opportuna una revisione critica del progetto iniziale del pezzo, onde controllare che siano rispettate tutte le esigenze tipiche della fonderia (andamento degli spessori, facilità di formatura, semplificazione delle anime, ecc.), proponendo eventualmente al progettista modifiche che non varino la funzionalità del pezzo, ma che migliorino la qualità del greggio o ne abbassino i costi di realizzazione.

ISBN 88-408-1026-5

Fig. 4-70 Disegno di definizione dell'elemento finito «scatola di regolazione».

- Tolleranza al parallelismo tra B e C: ± 0,01
- Tolleranza di planarità delle facce A, B e C: ± 0,01
- Tolleranze generali Js 14 – js 14, le tolleranze delle quote riferite a superfici gregge sono quelle caratteristiche del metodo di fabbricazione del greggio ∀ (6/∇, 1,6/∇, 0,8/∇)

d) È necessario quindi esaminare i problemi connessi con la colata e la solidificazione del getto, studiando il sistema di alimentazione e dimensionando le sezioni dei vari canali, posizionando e dimensionando le materozze necessarie e procedendo al calcolo della *spinta metallostatica*. Infatti, per tutto il tempo in cui la lega si mantiene liquida all'interno della forma, ogni punto delle pareti interne della forma stessa è soggetta, secondo il principio di Stevino, a una pressione che dipende dalla densità della lega e dalla profondità del punto considerato rispetto al pelo libero del liquido. Tale pressione esercitata sulle varie superfici delle spinte, dette appunto *me-*

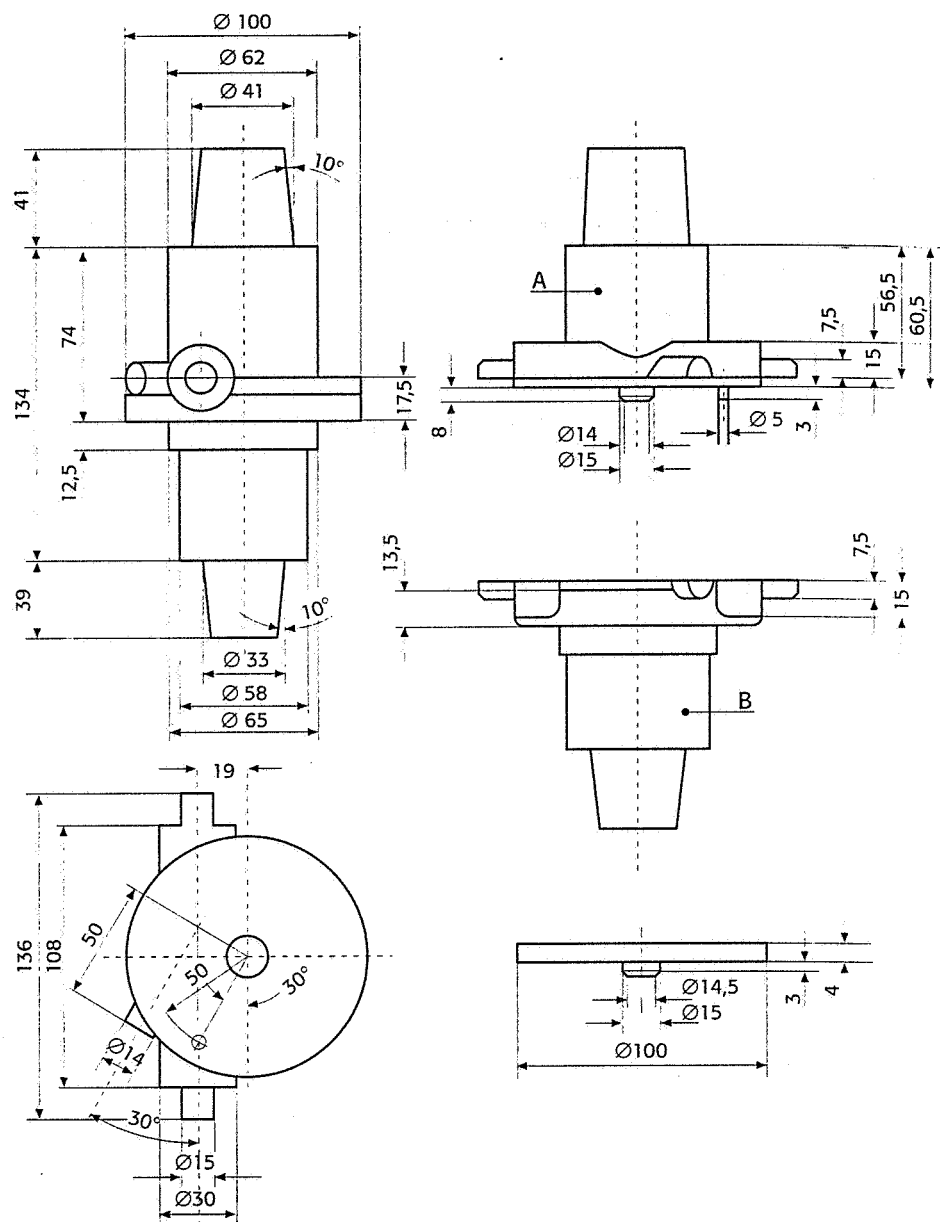



Fig. 4-71 Disegno del modello per la formatura in terra con staffe dell'elemento «scatola di regolazione».

tallostatiche. Tra esse, ha particolare interesse il calcolo di quella verticale diretta verso l'alto, che tende a sollevare la staffa superiore, con conseguente fuoriuscita della lega liquida sul piano di separazione delle semiforme e produzione di un getto difettoso. Tale spinta, nel caso di piccoli getti, viene compensata dal peso stesso della semiforma superiore o con l'aggiunta di pesi. Al contrario, nel caso di getti di grandi dimensioni come quelli colati in fossa, essa può assumere valori rilevanti e occorre quindi prevedere idonei sistemi di chiusura della forma. Il calcolo della spinta metallostatica su ogni superficie in cui si può scomporre idealmente il getto, viene effettuato mediante la seguente espressione:

$$F = S \cdot h \cdot \gamma \tag{4-16}$$

dove S è l'area della superficie considerata, h la profondità del suo baricentro rispetto al pelo libero del liquido, γ è il peso specifico della lega liquida.

Per quanto riguarda la spinta verticale verso l'alto, occorre aggiun-

ISBN 88-408-1026

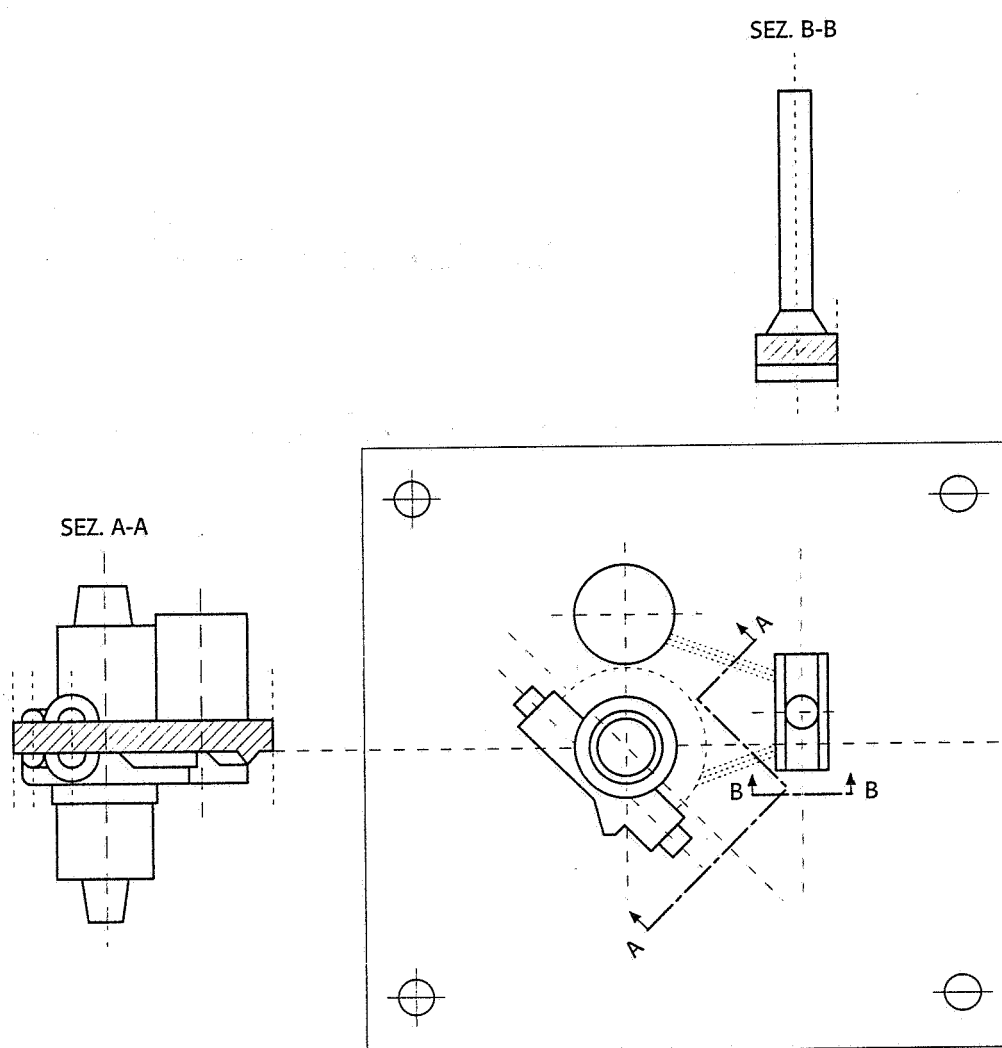



Fig. 4-72 Disegno della placca modello per la formatura meccanica dell'elemento «scatola di regolazione».

gere alla spinta così calcolata anche la spinta di Archimede sulle eventuali anime presenti

e) Una volta in possesso di tutti gli elementi prima descritti si può quindi passare alla progettazione del modello e delle casse d'anima, nel caso di forma transitoria, oppure della conchiglia nel caso di forma permanente, risolvendo nei due casi gli eventuali problemi di sottosquadro.

f) È opportuno valutare poi, determinandone i costi, le operazioni successive a quelle di estrazione del getto dalla forma, variabili evidentemente in funzione del procedimento, come per esempio pulitura superficiale con sabbiatura o graniglIatura, asportazione di materozze, sbavatura con mole, controllo di qualità ed eventuale ricerca di difetti con tecniche non distruttive.

Un esempio dei risultati derivanti dallo studio del ciclo di fusione sviluppato come sopra descritto, è riportato nelle figure da 4-71 a 4-75, che mostrano i disegni necessari all'esecuzione di ogni procedimento di formatura scelto (formatura manuale in terra, formatura meccanizzata in terra, in shell molding, in conchiglia a gravità, in conchiglia sotto pressione) relativamente al pezzo il cui disegno di definizione è riportato nella figura 4-70.

ISBN 88-408-1028-5

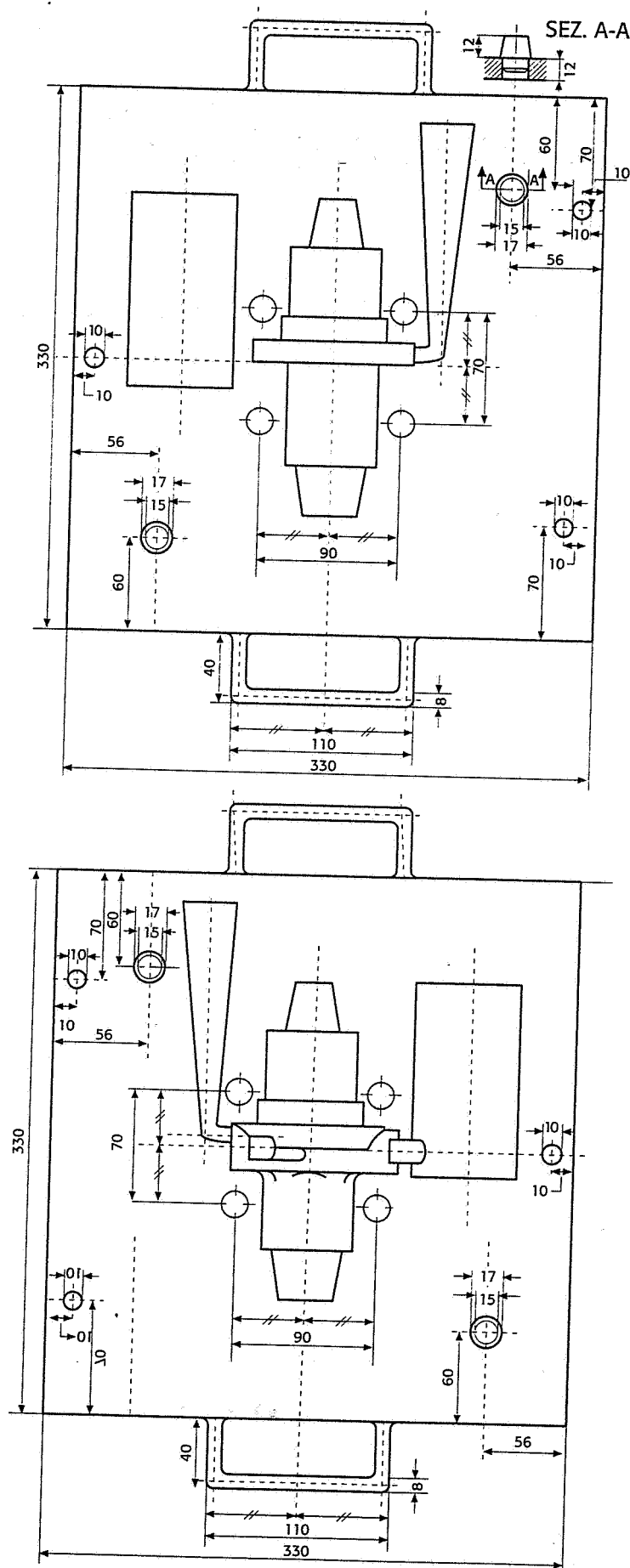



Fig. 4-73 Disegno della placca modello per la formatura in shell-molding dell'elemento «scatola di regolazione».

ISBN 88-408-1028-5

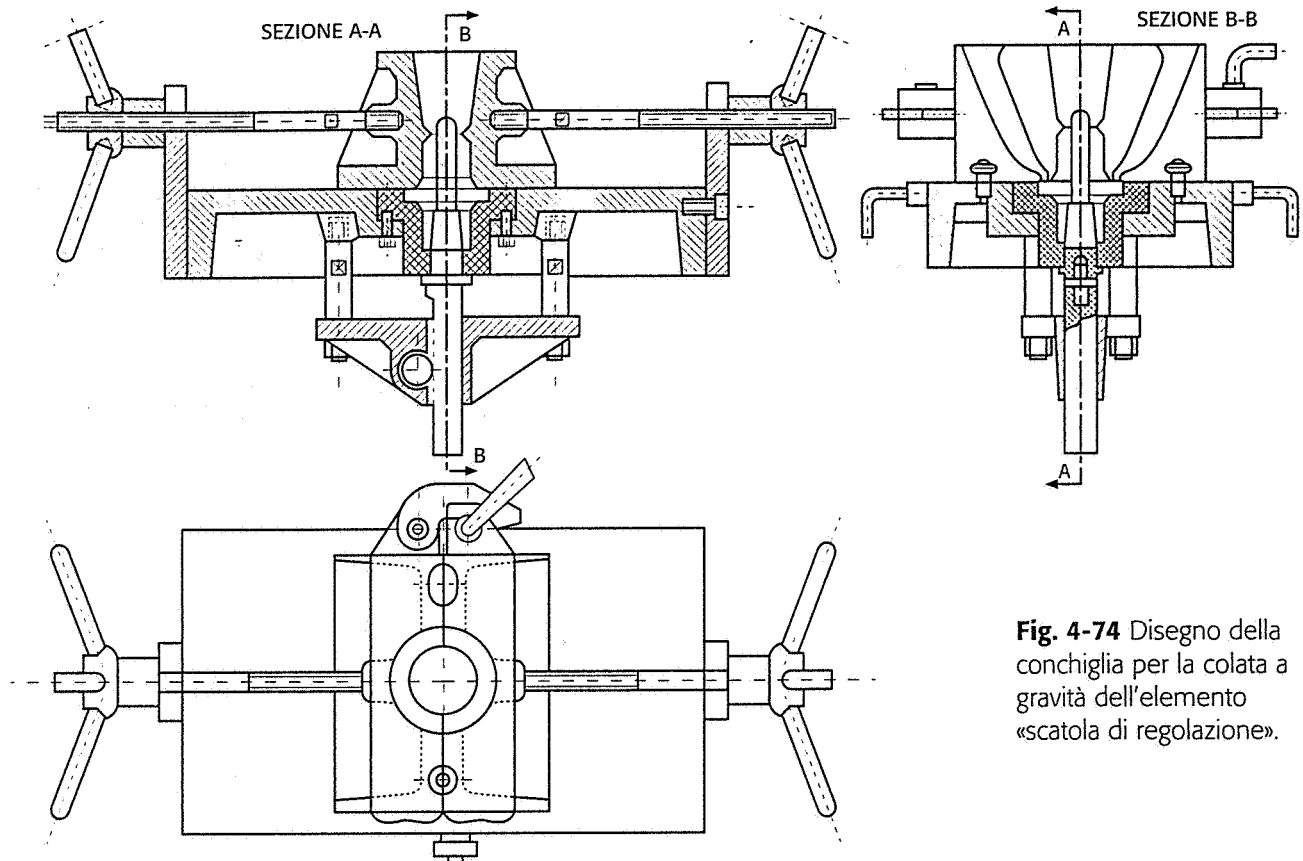



Fig. 4-74 Disegno della conchiglia per la colata a gravità dell'elemento «scatola di regolazione».

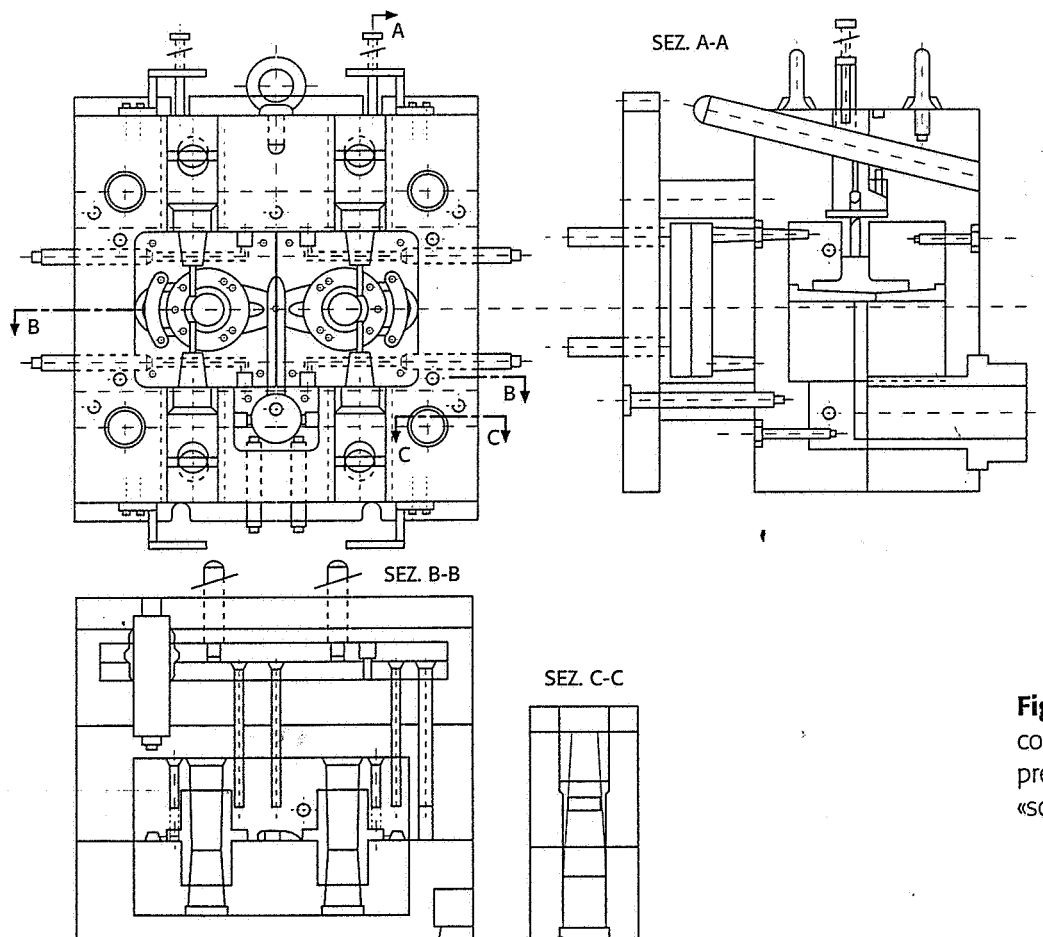



Fig. 4-75 Disegno della conchiglia per la colata sotto pressione dell'elemento «scatola di regolazione».

ISBN 88-408-1028-5

4-7-2 Tecniche CAD-CAM e integrazione in fonderia

Supponendo di voler realizzare un'integrazione tra progettazione e produzione in una moderna fonderia automatizzata, è interessante esaminare su quali basi e con quali metodi è possibile sviluppare strutture informatiche adatte; resta inteso che la fase di progettazione dell'elemento finito viene eseguita con un sistema *CAD tridimensionale*, che rappresenta la sorgente del flusso di informazioni successivo e anche lo strumento che permette di fare quanto descritto nel seguito.

La scelta del tipo di formatura è facilmente automatizzabile, fino a non richiedere alcun intervento interattivo, anche perché spesso tale scelta è obbligata o limitata a poche possibilità. Indispensabile per questo procedimento è la costruzione di un *data-base* sui procedimenti di formatura disponibili sul mercato, strutturato in modo da contenere dati tecnologici relativi alle possibilità e ai limiti di ogni procedimento e dati economici relativi ai costi della particolare azienda in cui si opera e di altre possibili fornitrici. Il programma per la scelta automatica del procedimento esamina i dati derivati dalla fase di progetto CAD del finito (peso, dimensioni, spessori, materiale, entità della produzione, ecc.) e consultando il data-base disponibile, propone una o più scelte dandone una valutazione economica. Mediante tecniche di simulazione è anche possibile esaminare certe eventualità, come variazioni di richiesta del mercato, e valutare se esistono conseguenze sul piano della scelta fatta.

La creazione del greggio di fusione e del suo disegno altro non è che il risultato di una serie di trasformazioni del modello solido CAD del pezzo finito. La scelta del piano di divisione e il controllo dei sottosquadri può essere fatta sfruttando l'operazione topologica di parte a comune tipica dei sistemi CAD 3-D; se si fa un'operazione del genere tra il modello CAD del pezzo e una famiglia di piani paralleli, si ottengono un certo numero di sezioni, come indicato dalla figura 4-76, che, proiettate su un piano principale, possono essere confrontate da idonei algoritmi che mettano in risalto eventuali sottosquadri. Reiterando

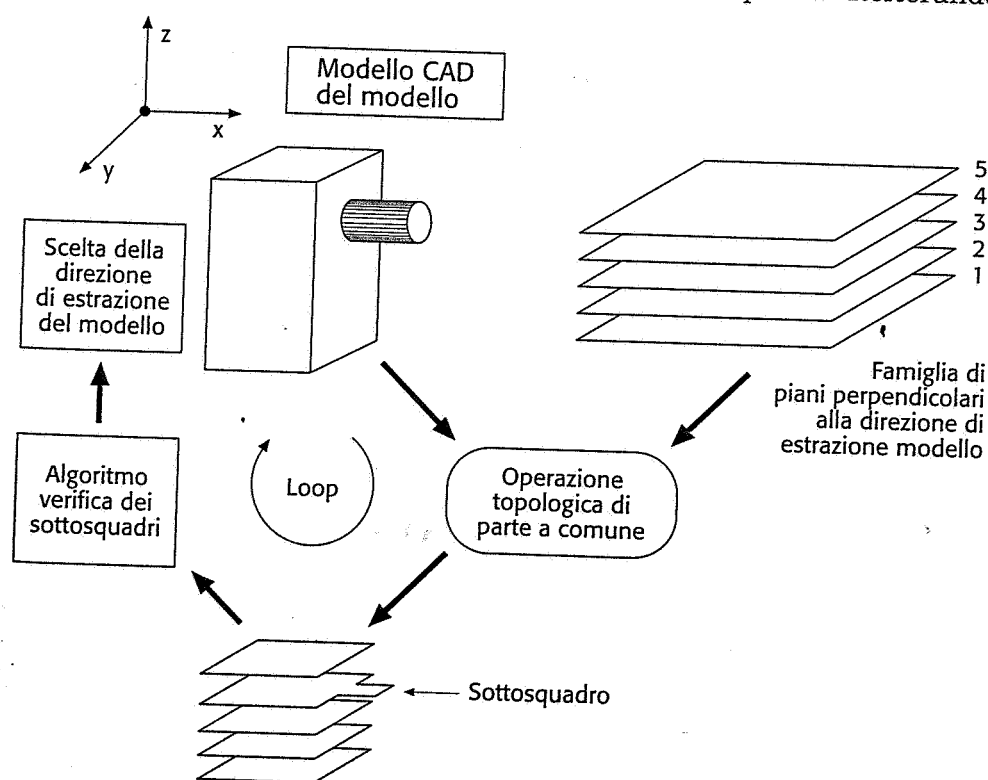



Fig. 4-76 Procedimento logico per la ricerca automatica del piano di divisione di un modello nell'ambito di un sistema CAD.

ISBN 88-408-1028

questo procedimento con piani paralleli a certe direzioni principali è possibile trovare automaticamente, quando esiste, la posizione del piano di divisione che evita i sottosquadri. La valutazione dei sopra-metalli e degli angoli di sformo può essere fatta automaticamente mediante consultazione del data-base di cui sopra, ricercando i dati tecnologici relativi al procedimento scelto, dati che, tra l'altro, potrebbero anche essere aggiornati periodicamente sulla base dell'esperienza della fonderia e dei risultati ottenuti. La creazione del greggio di fusione termina quindi con l'aggiunta di questo «materiale in più» al modello solido CAD del finito, sfruttando un'operazione di fusione (fig. 4-77).

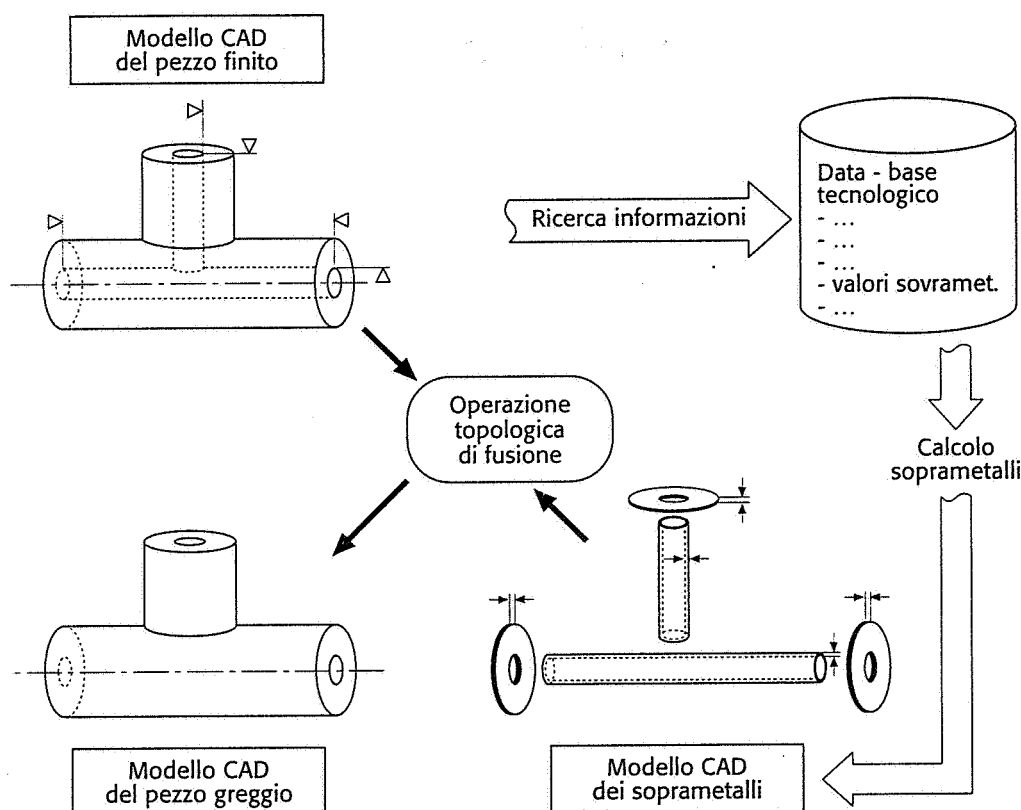



Fig. 4-77 Procedimento logico di creazione del modello CAD del greggio mediante aggiunta dei soprametalli al modello CAD dell'elemento finito.

L'ottenimento del modello CAD del modello dal modello CAD del greggio (fig. 4-78), non comporta particolari difficoltà; è sufficiente infatti aggiungere con un'operazione topologica di fusione le portate d'anima, suddividere il modello solido del greggio in due parti col piano di separazione scelto, e disporre ogni metà sulla relativa placca modello. In modo simile, mediante operazioni topologiche è possibile ottenere anche le casse d'anima. Il problema della maggiorazione delle dimensioni del modello per tenere conto del ritiro viene facilmente risolto con una trasformazione geometrica quasi sempre disponibile nei sistemi CAD evoluti. Inoltre, è importante notare che da tali operazioni non derivano solo i disegni costruttivi del modello e delle casse d'anima quotati, pronti per l'officina, ma anche i *part program* per le macchine a controllo numerico usate per la loro realizzazione: ciò rappresenta indubbiamente un elevato grado di integrazione, ed è particolarmente importante nel caso di forme permanenti laddove la lavorazione della conchiglia richiederebbe, in condizioni normali, una gravosa fase di programmazione manuale della macchina a controllo numerico.

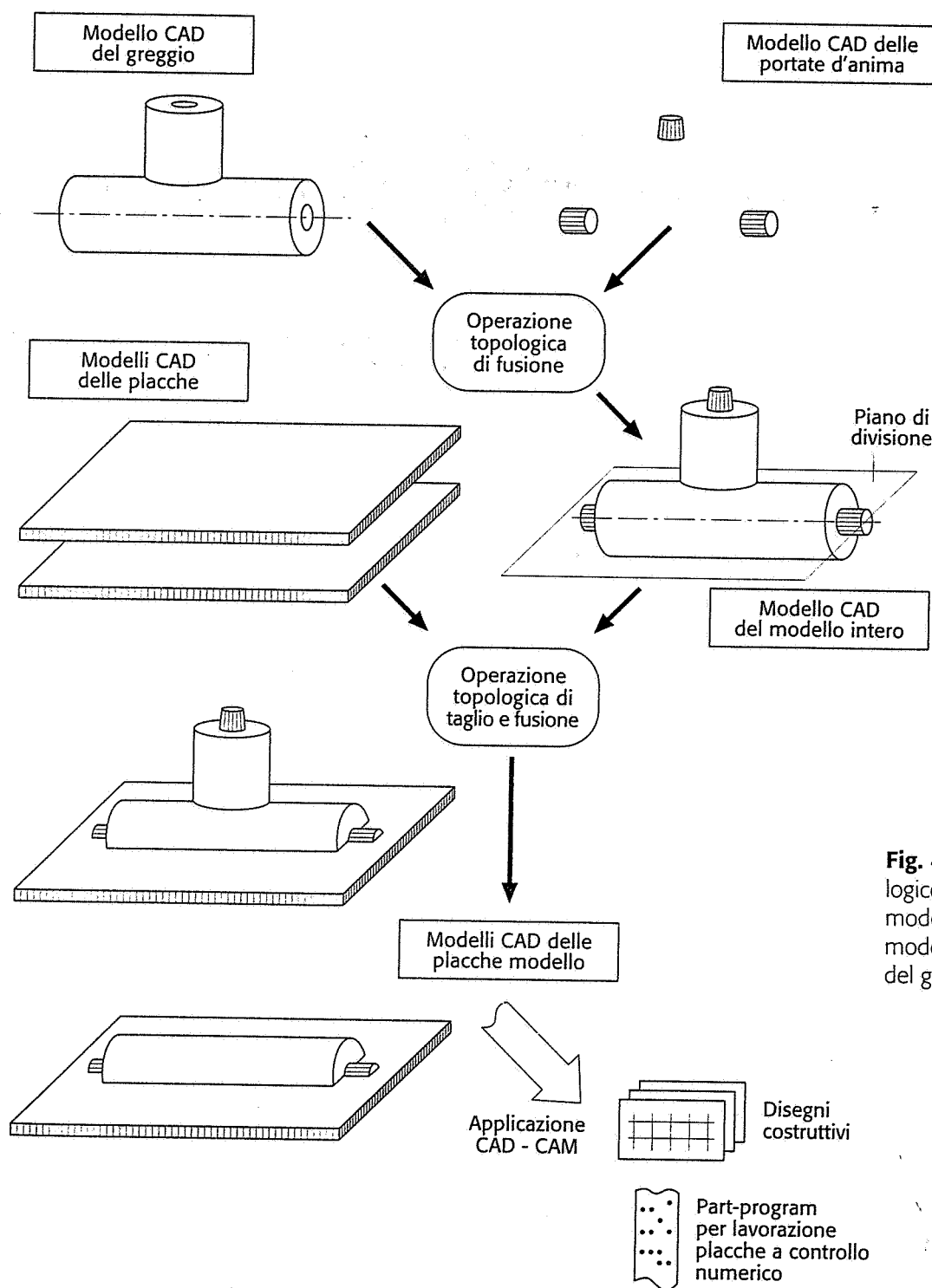



Fig. 4-78 Procedimento logico di creazione del modello CAD delle placche modello dal modello CAD del greggio.

4-7-3 Tecniche di simulazione del processo di solidificazione

Recentemente sono stati immessi sul mercato dei sistemi di simulazione della fase solidificazione di un getto che permettono di affrontare lo studio in modo molto meno approssimato ed empirico dei sistemi prima esposti, e permettono inoltre di ottimizzare in tempi rapidi una soluzione progettuale. La diffusione di queste tecniche, innovative per il settore fonderia, non certo per altri, è dovuta anche a una generale diminuzione dei costi dell'hardware e all'ormai largo uso dei sistemi di progettazione CAD a cui questi sistemi sono sempre collegati.

ISBN 88-408-1026-

Alla base di questi sistemi c'è l'impostazione delle equazioni di trasmissione del calore per conduzione e vari possibili metodi numerici per la loro soluzione, come il FEM (*Finite Element Method*) e le differenze finite, che vengono usati dai vari software presenti sul mercato. Nel caso della solidificazione occorre naturalmente considerare che:

- la conducibilità termica della lega varia tra il liquido e il solido;
- il calore latente di fusione viene rilasciato nell'intervallo di solidificazione.

A titolo di esempio di applicazione di uno di questi metodi si consideri il pezzo illustrato nella figura 4-79*a*

Partendo ovviamente dal pezzo al quale sono stati aggiunti i soprametalli, lo studio basato sul metodo empirico descritto nel paragrafo 4-3-4 porta ai seguenti valori (fig. 4-79*b*):

$M_1 = 14$ mm $\quad M_2 = 13$ mm $\quad M_3 = 11$ mm

Il valore dei moduli è in teoria sufficiente ad assicurare una solidificazione direzionale che parte dalla corona esterna e termina nel mozzo centrale. La materozza scelta è a cielo aperto con dimensioni indicate nella figura 4-79*c*. Dato che il pezzo è assialsimmetrico la simulazione risulta semplificata, in quanto è sufficiente esaminare il problema piano con riferimento a metà sezione assiale del pezzo, come indicato nella figura 4-79*b*, nella quale sono stati aggiunti i soprametalli, la materozza e l'anima centrale.

1	PULEGGIA	1	G20	FUSO
N°		Q.tà	Materiale	Stato 1

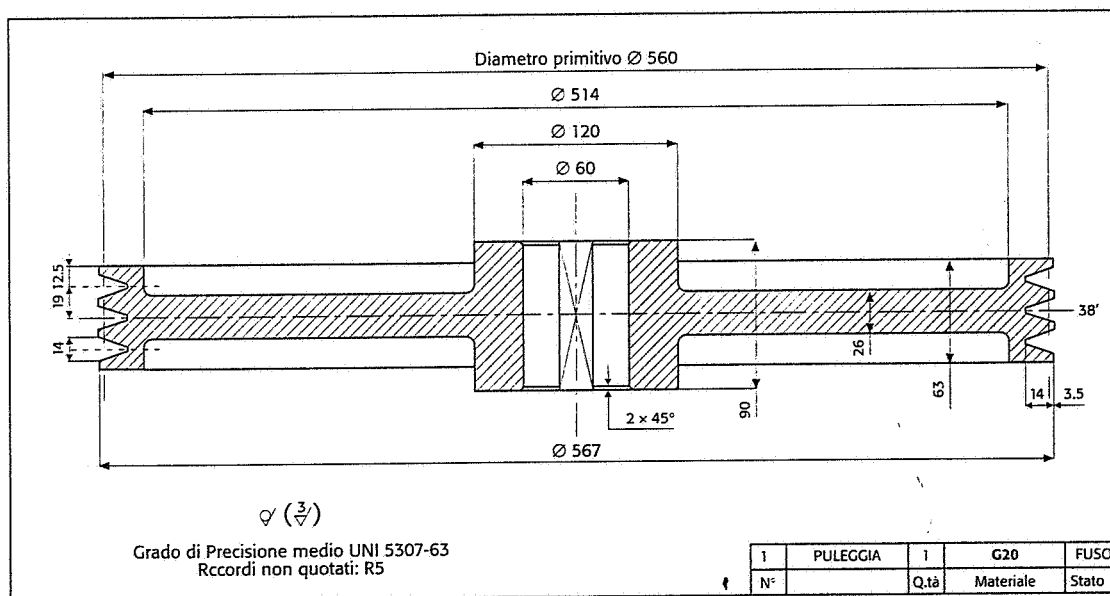



Fig. 4-79a Disegno dell'elemento puleggia.

I risultati della simulazione della solidificazione sono riportati in figura 4-80 dove le zone a diversa temperatura sono indicate con toni di grigio diversi, secondo la tabella riportata. Si nota che materiale ancora allo stato liquido rimane nel mozzo centrale, separato da quello contenuto nella materozza. Ciò è evidentemente causato da una zona di attacco della materozza troppo ristretta, con solidificazione prematura. Nel mozzo è quindi facilmente prevedibile il formarsi di cavità di ritiro. Inoltre, la materozza sembra sopradimensionata rispetto al necessario.

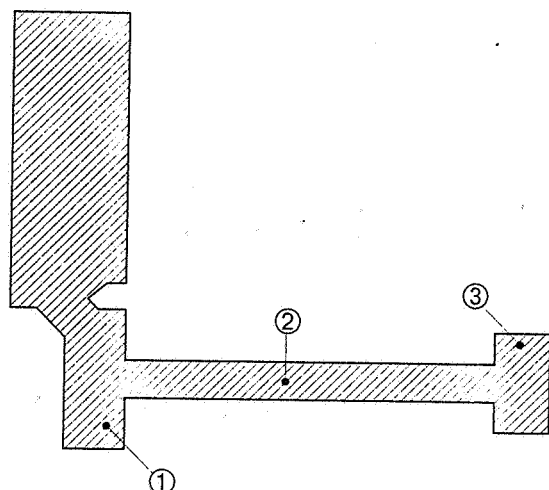



Fig. 4-79b Schematizzazione del pezzo con la materozza e sua suddivisione in tre parti per lo studio della solidificazione direzionale.

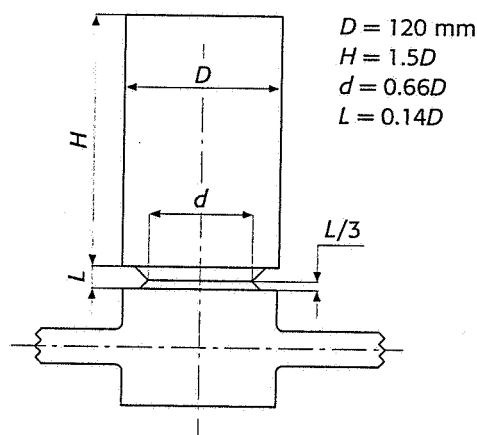



Fig. 4-79c Dimensioni della materozza utilizzata.

Pertanto si può provare a diminuire l'altezza della materozza e contemporaneamente ad allargare la sua zona di attacco. La figura 4-81 riporta i risultati della successiva simulazione. La capacità della materozza di alimentare le cavità di ritiro che si formano nel mozzo centrale è sicuramente migliorata; tuttavia la solidificazione direzionale non avviene correttamente nel disco centrale, nel quale rimangono «punti caldi» separati dal mozzo centrale. Ciò è evidentemente causato da un raggio di influenza della materozza insufficiente. Un metodo usato per ottenere tale aumento è quello di aumentare lo spessore della parte di getto vicina alla materozza, mediante soprametalli (come già descritto nella figura 4-28). Dopo questa ulteriore modifica la simulazione, illustrata nella figura 4-82, fornisce finalmente risultati soddisfacenti e una solidificazione direzionale che avviene con regolarità.

Questo semplice esempio dimostra l'utilità di questo strumenti di simulazione, che permettono di verificare in tempi brevi l'effetto di modifiche apportare al getto e alla materozza.

ISBN 88-40

Fig. 4-80 Simulazione della solidificazione.

ISBN 88-408-1028-5

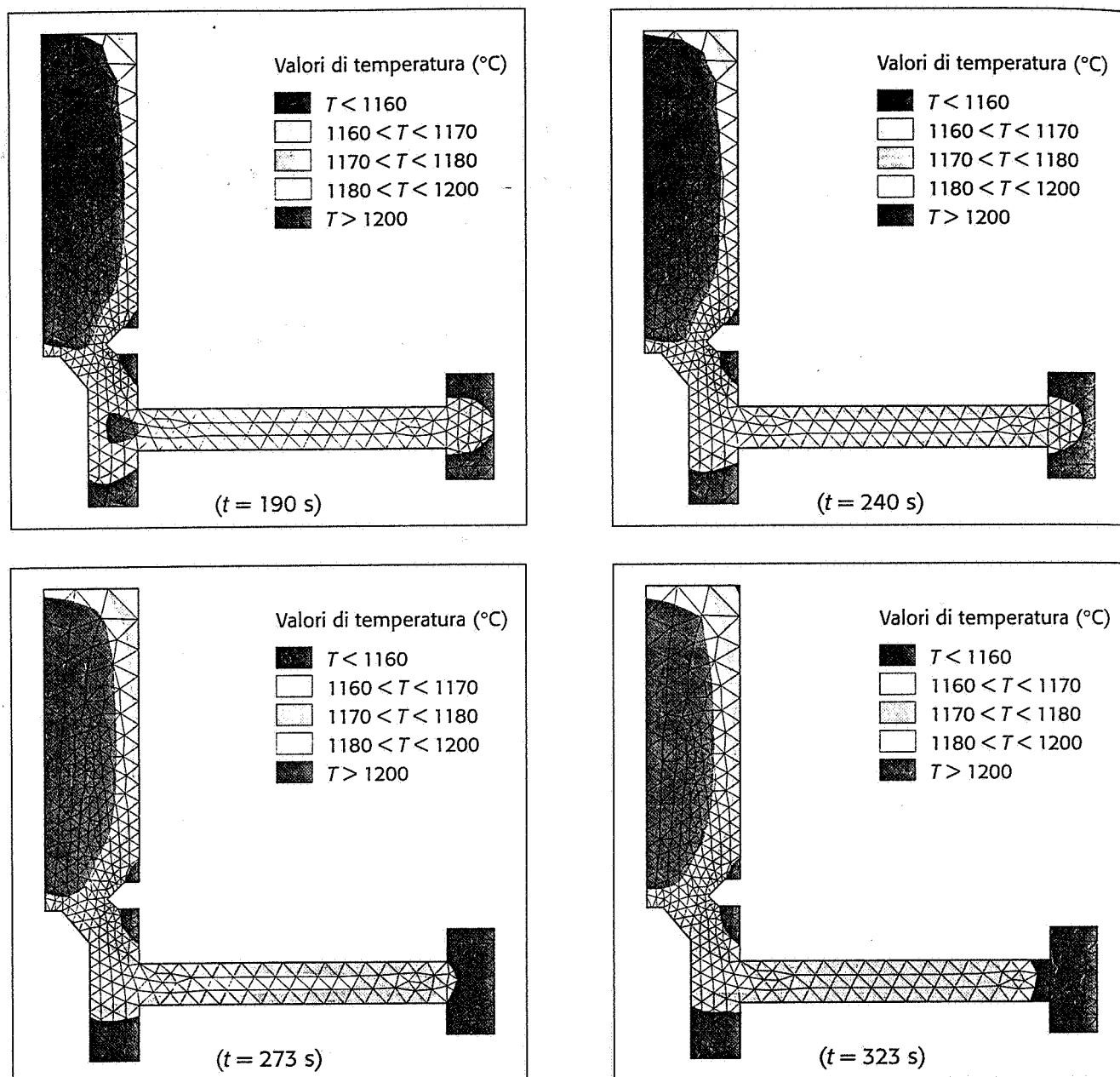



Fig. 4-81 Simulazione della solidificazione (prima modifica).

ISBN 88-408-1028

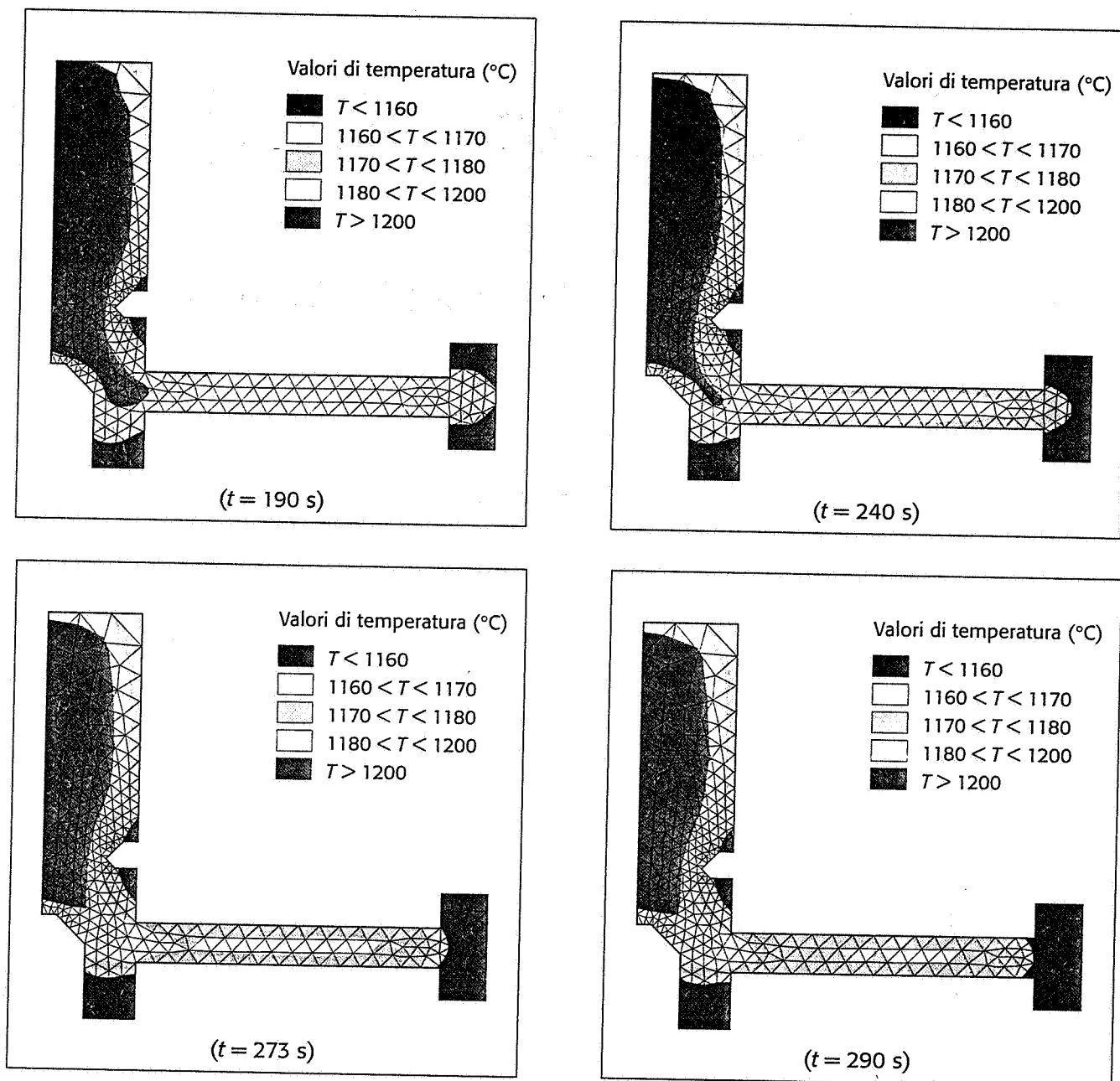
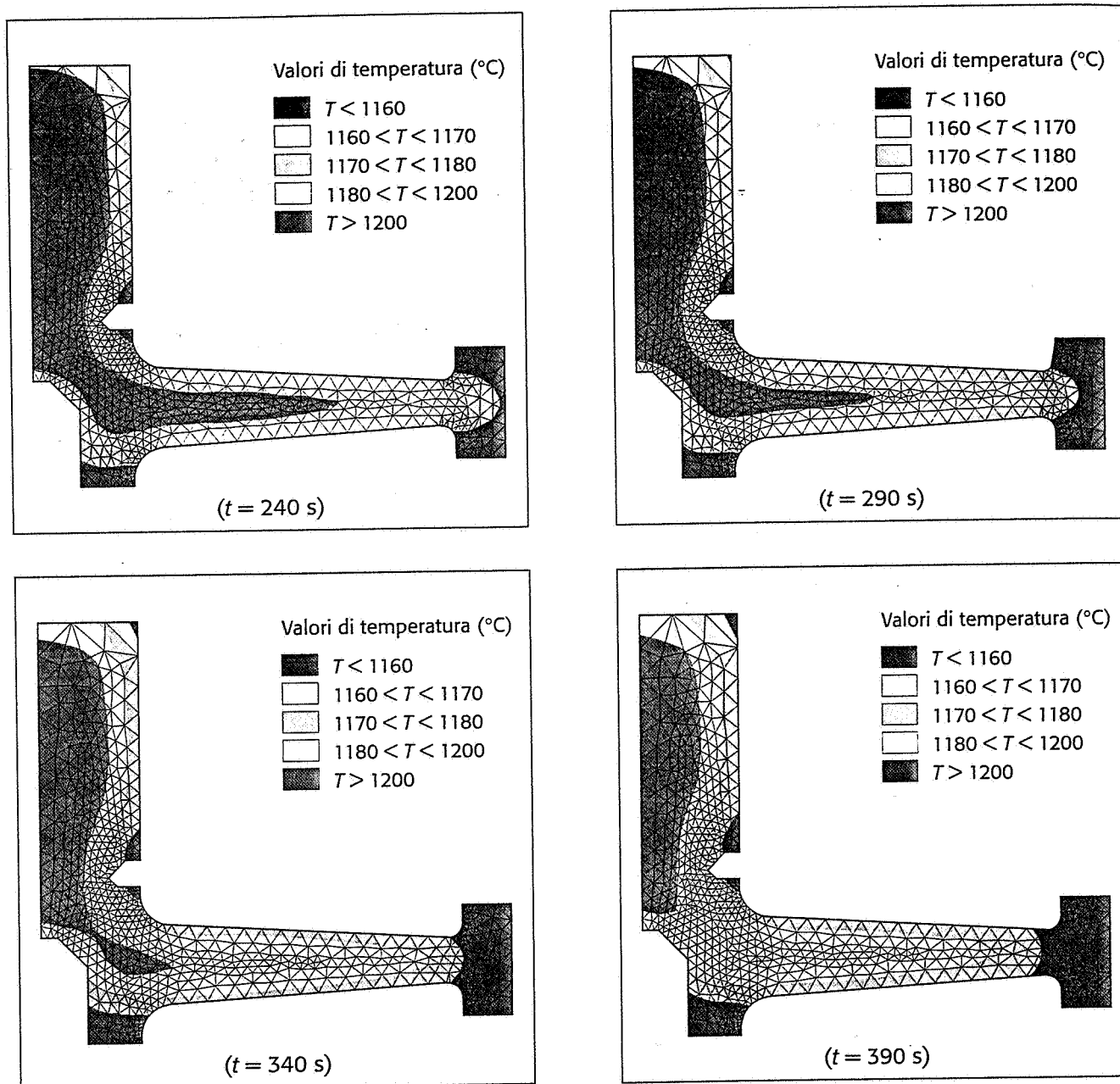



Fig. 4-82 Simulazione della solidificazione (seconda modifica).

4-8 Bibliografia

AA.VV. *Guide pratique du trace des pieces an acier moule*, Editions techniques des industries de la fonderie, Parigi 1963.

AA.VV. *Moulage sable*, Editions techniques des industries de la fonderie, Parigi 1972.

AA.VV. *Technologie de la fonderie en moules metalliques*, Edition techniques des industries de la fonderie, Parigi 1968.

Capello R., *Fonderia*, Editore Signorelli, Milano 1965.

Giusti F., *Tecnologia Meccanica e studi di fabbricazione*, Tipografia editrice Pisana, Pisa 1976.

Henon G., Masère C., Blanc G., *Recherche de la qualite des pieces de fonderie*, 1971.

Mazzoleni F., *Tecnologie dei metalli*, UTET Torino 1978, vol. 1, Fonderia.

Pacini S., *Applicazioni di tecniche computer aided ai processi di fonderia*, Tesi di laurea, 1196, Pisa.

Taylor, Flemings, Wulf, *Foundry engineering*, Ed. Wiley, Londra 1968.

Wlodawer R., *Directional solidification of steel castings*, Pergamon Press, Londra 1966.

Riviste

La Fonderia Italiana, Fonderie, Fonderia.

5 Le lavorazioni per deformazione plastica

5-1 Concetti generali sulla deformazione plastica

5-1-1 Introduzione

Le lavorazioni per deformazione plastica hanno un'origine lontanissima nella storia della tecnica, basti pensare alla fucinatura dei metalli. In linea generale queste lavorazioni hanno in comune il fatto che il materiale, sottoposto all'azione di forze esterne, varia permanentemente la sua forma originale in quella prescelta per il pezzo. Questa trasformazione, a differenza delle lavorazioni per fusione, avviene allo stato solido a varie temperature a seconda dei casi. Ciò significa che le possibilità di scelta della forma dei pezzi così ottenuti sono molto più limitate rispetto alla fusione e che il materiale dei pezzi deve possedere idonee caratteristiche per poter subire grandi variazioni di forma.

I processi di lavorazione per deformazione plastica sono molteplici. In questa sede saranno descritti solo i più importanti e significativi, rimandando a testi specialistici la descrizione degli altri. Tuttavia una classificazione può essere fatta in base allo scopo della deformazione. I *processi primari* utilizzano materiali da fusione e ne ottengono semilavorati commerciali (in genere a caldo) destinati a uso diretto oppure a ulteriori deformazioni. I *processi secondari* partono dai prodotti di cui sopra e ne ottengono parti con forma e dimensioni definite.

5-1-2 La prova di trazione

Il caso più semplice di deformazione di un materiale è la ben nota *prova di trazione*; questa prova è quella che usualmente viene eseguita, con apposite macchine, su un campione del materiale (provetta) per studiarne il comportamento sotto carico. Siano A_0 l'area della sezione iniziale della provetta, l_0 la sua lunghezza iniziale, P il carico di trazione applicato, l la sua lunghezza istantanea durante la prova. Riportando in ascisse il valore dell'*allungamento* definito come $e = (l - l_0)/l_0$, e in ordinate il valore P/A_0 (*tensione*), si ottiene un diagramma che, per molti materiali di interesse industriale, ha l'andamento simile a quello della figura 5-1. Finché la tensione di trazione si mantiene al di sotto del valore R_e, *carico al limite di elasticità*, le deformazioni sono puramente *elastiche*, cioè, al cessare del carico la provetta riprende la

ISBN 88-408-1028-5

sua lunghezza iniziale. Al di sopra di tale valore e in particolare in corrispondenza del valore di R_s, *carico di snervamento*, si entra nel campo delle deformazioni *plastiche*, nel senso che esse permangono anche al cessare del carico applicato. Proseguendo nella prova, il carico necessario a proseguire la deformazione aumenta per effetto del fenomeno dell'*incrudimento*, fino al valore di R_m, *resistenza a trazione* o *carico unitario di rottura*. Da questo punto in poi la provetta inizia a manifestare una strizione nella zona centrale, fino ad arrivare a rottura con una lunghezza finale pari a l_f. È appunto la maggiore o minore capacità dei materiali di sopportare grandi deformazioni plastiche prima di rompersi, che interessa le lavorazioni per deformazione plastica.

Le caratteristiche di un materiale, ricavabili dalla prova di trazione, di interesse nel campo delle lavorazioni per deformazione plastica sono le seguenti:

- *Modulo elastico (o di Young) E*: costante di proporzionalità tra tensione e allungamento in campo elastico. Questo parametro è un indice della *rigidezza* del materiale e interessa solo alcuni aspetti della lavorazioni per deformazione plastica
- *Carico di snervamento* R_s: il suo valore è di difficile determinazione e, per molti materiali, vicino al limite elastico R_e. Pertanto si preferisce considerare il punto in cui si ha una deformazione permanente pari a 0,2%, in quanto facilmente misurabile. Questo valore è anche indicato con Y (*yield point*). Quanto più basso è questo valore, tanto minori sono le forze da applicare al pezzo per iniziare la deformazione plastica.
- *Allungamento a rottura:* definito come $(l_f - l_0)/l_0$, parametro che misura la *duttilità* di un materiale, cioè la sua capacità di subire grandi deformazioni plastiche.
- *Tenacità*: l'area sottesa dal diagramma tensione allungamento (con le dimensioni di un lavoro per unità di volume) è un indice della *tenacità* del materiale, cioè dell'energia assorbita per portarlo a rottura.
- *Malleabilità*: capacità di subire grandi deformazioni plastiche senza manifestare forti incrudimenti, rilevabile dalla pendenza della prima parte della curva in zona plastica, prima della strizione.

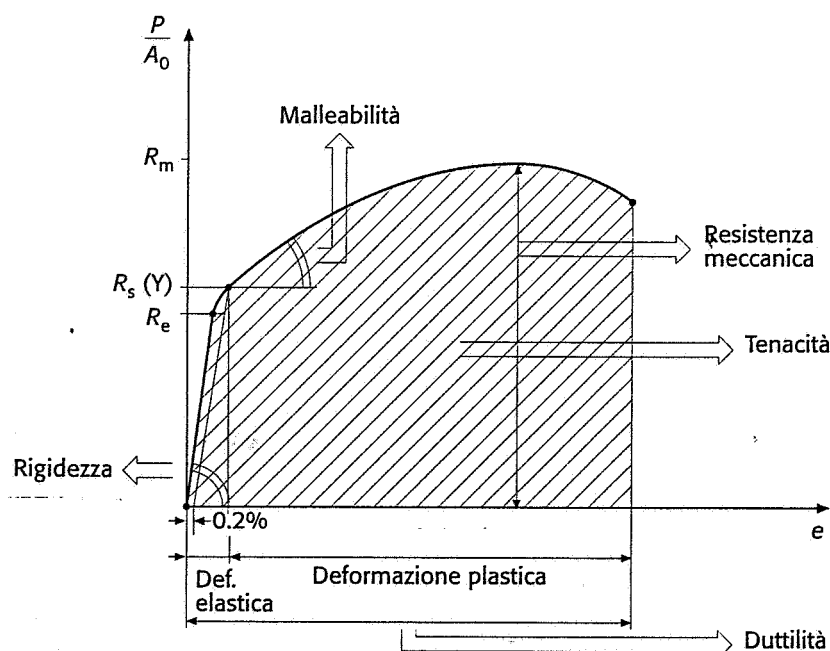



Fig. 5-1 Curva relativa a una prova di trazione e parametri da essa ricavabili.

5-1-3 Il meccanismo di deformazione plastica

5-1-3a Deformazioni a freddo

Il meccanismo di deformazione plastica più comune nei *monocristalli* è lo scorrimento di un blocco di atomi su un piano (fig. 5-2*a*), sul quale viene superato un valore critico di tensione tangenziale. L'entità di tale scorrimento è un multiplo della distanza interatomica. Il valore critico della tensione è direttamente proporzionale alla distanza interatomica e inversamente proporzionale alla distanza tra i piani di scorrimento: pertanto lo scorrimento avviene sui piani a massima densità atomica e su di essi nella direzione a massima densità atomica, con l'evidente conseguenza che il monocristallo ha comportamento anisotropo.

La discrepanza tra i valori teorici così calcolabili delle forze necessarie a provocare la deformazione plastica e quelli rilevati sperimentalmente, è stata spiegata con la *teoria delle dislocazioni*. Le dislocazioni sono difetti della struttura del reticolo cristallino, come illustrato nella figura 5-2*b*. Nel caso ad esempio di una dislocazione a spigolo (fig. 5-2*c*), lo scorrimento di una parte del reticolo rispetto all'altro avviene con tensione tangenziale minore rispetto all'assenza di difetto, a causa di un minor numero di legami interatomici da rompere. Contemporaneamente la dislocazione si muove lungo il piano di scorrimento.

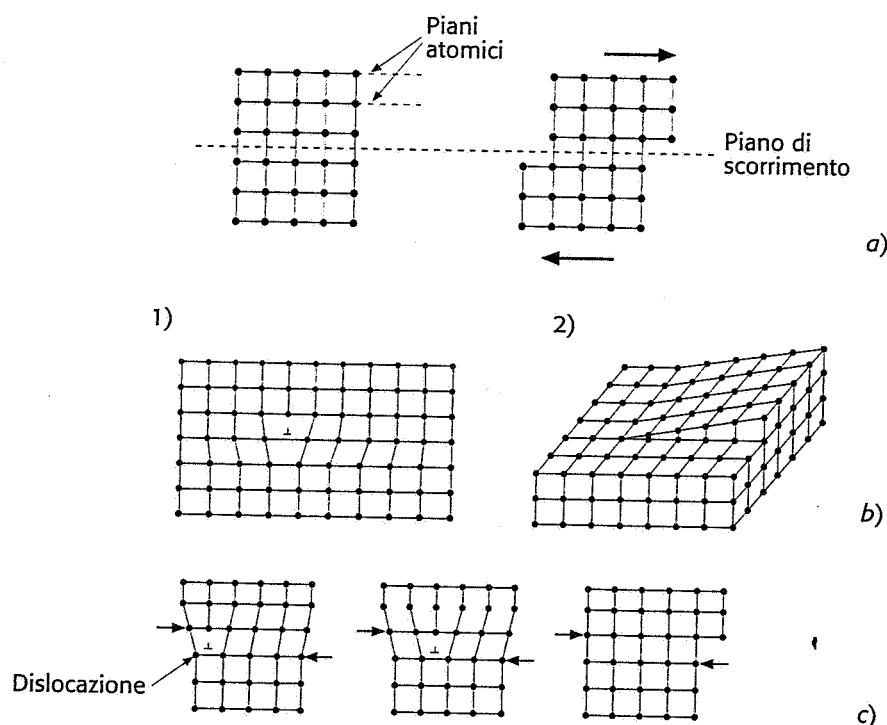



Fig. 5-2 *a*) Meccanismo di deformazione plastica per scorrimento di blocchi atomici in corrispondenza di un piano di scorrimento.
b) Dislocazione a spigolo (1) e dislocazione a vite (2).
c) Meccanismo di deformazione plastica per scorrimento in presenza di dislocazione a spigolo e conseguente movimento della dislocazione.

Nel caso molto più comune di *policristalli*, la traslazione di blocchi di atomi ha luogo non contemporaneamente, ma a partire dai quei grani cristallini dove i piani di scorrimento hanno un orientamento favorevole rispetto alla forza applicata. Tuttavia lo scorrimento è limitato dai grani circostanti, con piani orientati sfavorevolmente, per i quali la tensione critica viene raggiunta con forze applicate maggiori. La conseguenza è che non tutti i grani cristallini subiscono la stessa deformazione.

ISBN 88-40

A elevate temperature la deformazione plastica avviene anche per scorrimento sul bordo dei grani. Un altro aspetto importante è che un policristallo, soggetto a deformazione plastica a trazione o a compressione, manifesta una deformazione dei grani che diventano allungati, il che rende il materiale *anisotropo* (*anisotropia cristallografica*); inoltre, le varie impurezze al bordo dei grani si allineano con la direzione della forza di trazione applicata (*fibrosità*).

Durante la deformazione plastica la densità delle dislocazioni aumenta di vari ordini di grandezza, generando tuttavia dei campi di tensione elastica tali da impedirne ulteriori movimenti. Tali tensioni provocano anche l'incurvamento dei piani interessati allo scorrimento e degli altri adiacenti, cosicché a poco a poco tutta la massa del cristallo risulta distorta. Pertanto, con il progredire della deformazione, lo scorrimento può avvenire solo su quei piani che richiedono tensioni tangenziali maggiori. Questo è il fenomeno dell'*incrudimento*, responsabile dell'andamento crescente della curva tensione-allungamento (fig. 5-1) in campo plastico. Un'ulteriore conseguenza è l'aumento di energia interna del cristallo deformato. Altre cause di difficoltà di propagazione delle dislocazioni sono, nei policristalli, i bordi dei grani e le differenze di orientamento dei piani di scorrimento tra grano e grano.

Pertanto, le conseguenze di una lavorazione per deformazione plastica a freddo sono un aumento del carico di snervamento, della resistenza a trazione e una diminuzione della duttilità (fig. 5-3a). Anche la microstruttura cambia: i grani cristallini diventano allungati nella direzione della maggior deformazione e il materiale acquista caratteristiche anisotrope.

L'incrudimento è un aspetto importante delle lavorazioni per deformazione plastica per due motivi. Primo, con lavorazioni a freddo è possibile produrre manufatti con elevata resistenza meccanica. Secondo, una grande deformazione può essere ottenuta solo con più passaggi: per evitare che l'aumento delle forze necessarie generi eccessiva pressione e usura sulle attrezzature, o portare alla rottura del materiale, risulta necessario eliminare gli effetti dell'incrudimento con idonei trattamenti termici intermedi di ricottura (vedi par. 3-4-11 e 3-4-12).

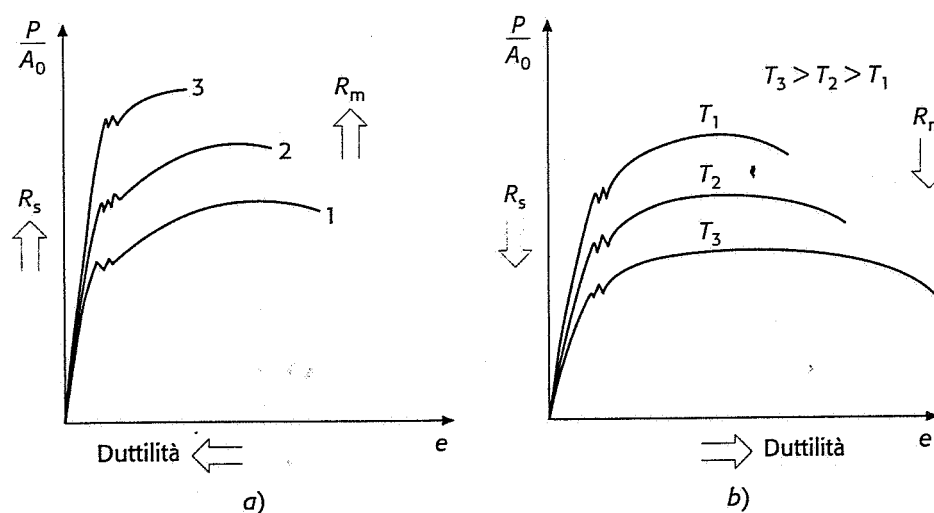



Fig. 5-3 a) Effetti dell'incrudimento sulle caratteristiche meccaniche di un materiale (le curve 1, 2, 3 si riferiscono a prove di trazione effettuate sullo stesso materiale, con grado di incrudimento crescente). b) Effetti della temperatura sulle caratteristiche meccaniche di un materiale.

5-1-3b Deformazioni a caldo

Si dice generalmente che la lavorazione è a caldo quando avviene al di sopra della *temperatura di ricristallizzazione* (vedi par 3-4-12).

Ad alta temperatura le dislocazioni, bloccate nel loro movimento provocato da una deformazione plastica, possono muoversi con più facilità e interessare rapidamente altri piani atomici. Il materiale così deformato a caldo ha una densità molto bassa di dislocazioni, e pertanto subisce minor incrudimento di uno lavorato a freddo, mostrando inoltre un minor valore del carico di snervamento e una maggior duttilità (fig. 5-3*b*).

In molti materiali avviene una *restaurazione dinamica* durante la deformazione stessa, con il risultato di abbassare le forze necessarie alla deformazione e di aumentare la duttilità. Infatti si ha contemporaneità tra addolcimento, causato dalla restaurazione e dalla propagazione delle dislocazioni, e incrudimento durante la deformazione stessa. Il meccanismo dominante tra i due dipende dalla temperatura, dalla velocità di deformazione e dalla grana cristallina. In particolare tende a prevalere l'effetto di addolcimento quando la velocità di deformazione è bassa e i moti di diffusione atomici sono favoriti.

La ricristallizzazione può comunque avvenire durante le fasi successive del processo. Per esempio, durante i passaggi successivi di un lingotto fuso nel laminatoio, talvolta con riscaldamenti intermedi, si ha una ricristallizzazione che genera una struttura fine e uniforme che migliora le caratteristiche meccaniche.

5-1-4 Classificazione dei processi di deformazione plastica

Una possibile classificazione dei processi di deformazione plastica può essere fatta, oltre che in base allo scopo, anche sulla base della *temperatura di deformazione*.

Lavorazioni a caldo: sono quelle che avvengono a una temperatura maggiore della temperatura critica di ricristallizzazione. Tuttavia, in pratica sono considerate appartenenti a questa categoria tutte quelle in cui il materiale subisce un riscaldamento prima della lavorazione.

I vantaggi di questo metodo sono, oltre alle minori forze e potenze richieste, la possibilità di provocare grandi deformazioni e ottenere forme complesse con macchine di ragionevole capacità e dimensioni, grazie alla maggior duttilità del materiale.

Gli svantaggi sono: l'energia richiesta per il riscaldamento e il fatto che la maggior parte dei metalli si ossidano, con conseguente peggioramento della finitura superficiale. Inoltre risulta difficile prevedere la precisione dimensionale ottenibile.

Lavorazioni a freddo. Sono quelle che avvengono a temperatura ambiente, sebbene il lavoro di deformazione possa innalzare la temperatura del pezzo anche di qualche centinaio di gradi centigradi. Spesso esse seguono una lavorazione a caldo, previa eliminazione chimica o meccanica degli ossidi.

I vantaggi sono la miglior finitura superficiale e precisione dimensionale dei prodotti. Le proprietà finali del pezzo possono essere controllate con idoneo trattamento di ricottura. La lubrificazione dell'interfaccia materiale-utensile è molto più agevole rispetto a quelle a caldo.

ISBN 88-40

Lavorazioni intermedie. Tipicamente a 600-700 °C per gli acciai con vantaggi intermedi tra le prime due.

5-1-5 Tensioni e deformazioni in campo plastico

5-1-5a Generalità

Nella teoria delle deformazioni plastiche, non ha molto interesse utilizzare i parametri della prova di trazione (*engineering stress* e *engineering strain*, nella letteratura anglosassone), in quanto interessa conoscere la *tensione vera* (*true stress*) e la *deformazione vera* (*true strain*). Nel caso della prova di trazione, per quanto riguarda le tensioni, ci si riferisce quindi alla sezione A *istantanea* (non a quella iniziale A_0), da calcolarsi in base al fatto che, durante la deformazione plastica, il volume rimane costante. Per quanto riguarda la deformazione ci si riferisce alla somma di allungamenti infinitesimi. I valori di tensione e di deformazione sono quindi così definiti:

$$\sigma = \frac{P}{A} \qquad \varepsilon = \int_{l_0}^{l} \frac{dl}{l} = \ln \frac{l}{l_0} = \ln \frac{A_0}{A} \tag{5-1}$$

essendo dl l'incremento infinitesimo di lunghezza che la provetta subisce durante la prova. Per piccoli valori di e, la differenza tra e ed ε è irrilevante, ma, nel campo delle grandi deformazioni, l'uso di ε è più aderente alla realtà fisica del fenomeno. Per esempio si supponga di allungare una provetta fino al doppio della sua lunghezza iniziale. L'entità della deformazione è uguale a quella subita da una provetta deformata a compressione fino a metà della sua altezza.

Nel primo caso si ha: $\varepsilon = 0.69$ $\quad e = 1$
Nel secondo caso si ha: $\varepsilon = -0.69$ $\quad e = -0.5$

Con questi nuovi parametri la curva tensione deformazione relativa alla prova di trazione diventa simile a quella riportata nella figura 5-4. La relazione approssimata che lega tensione e deformazione secondo la curva suddetta è la seguente:

$$\sigma = K \cdot \varepsilon^n \tag{5-2}$$

dove i parametri K (*coefficiente di resistenza*) e n (*fattore di incrudimento*) dipendono dal materiale deformato. I valori di questi parametri a temperatura ambiente per alcuni materiali sono riportati nella tabella 5-1.

Tab. 5-1 Valori indicativi dei parametri K e n per vari acciai a temperatura ambiente.

Materiale	***K*** **(MPa)**	***n***
C40	970	0,15
38CrMo4	750	0,08
17NiCrMo7	650	0,15
100Cr6	1475	0,07
X15CrNi1808	1300	0,30
X15Cr13	970	0,10

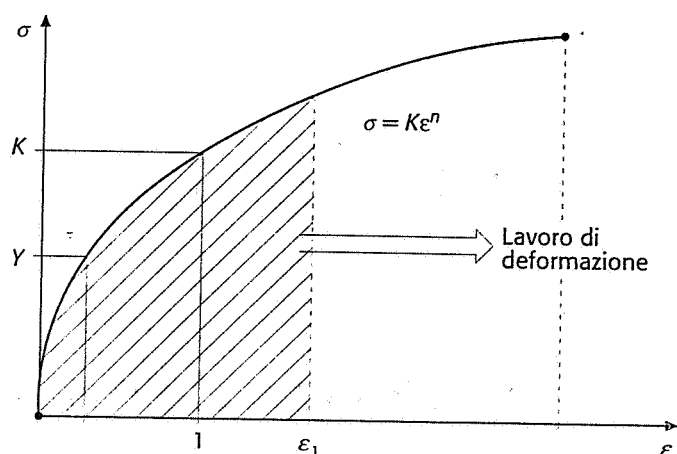



Fig. 5-4 Curva «tensione vera-deformazione vera». L'area tratteggiata rappresenta il lavoro ideale di deformazione per unità di volume, per deformazione pari a ε_1.

Dopo lo snervamento il valore di σ viene chiamato «*flow stress*» e indicato con σ_f ed esprime il valore di tensione necessario a *iniziare e mantenere* la deformazione plastica per ogni dato valore di ε. Esso è funzione, oltre che della deformazione, della velocità di deformazione, della temperatura e ovviamente del materiale. Tuttavia, alla temperatura ambiente, l'influenza della velocità di deformazione è molto limitata. La relazione, di impiego generale per le elaborazioni numeriche relative ai vari processi di deformazione plastica, nel caso di lavorazioni a freddo è la (5-2).

Nel caso invece di lavorazioni a caldo il parametro *velocità di deformazione* diventa rilevante a causa del possibile effetto di addolcimento che può prevalere o meno sull'incrudimento, come descritto nel paragrafo 5-1-3. L'espressione più usata per la valutazione del *flow stress* in questo caso è la seguente:

$$\sigma_f = C \cdot \dot{\varepsilon}^m \tag{5-3}$$

I valori di C e di m dipendono, per ogni materiale, dal valore della deformazione e dalla temperatura, come risulta dalla tabella 5-2.

Materiale	**Temperatura** (°C)	**C** (Mpa)	***m***
Leghe di Al	200-500	300-40	0,05-0,02
Leghe di Cu	200-800	400-20	0,02-0,3
Acciai			
• bassa % C	900-1200	170-50	0,08-0,20
• media % C	900-1200	180-55	0,07-0,25
• inossidabili	600-1200	420-40	0,02-0,4

Tab. 5-2 Valori indicativi dei parametri C e m per alcuni materiali per valori di ε compresi tra 0,2 e 1.

Il termine $\dot{\varepsilon}$ è la velocità di deformazione, valutabile per esempio in una prova di trazione, dal valore v della velocità di applicazione del carico, come:

$$\dot{\varepsilon} = \mathrm{d}\varepsilon/\mathrm{d}t = v/l \tag{5-4}$$

I valori sperimentali di C e di m possono essere ottenuti con prove di trazione a caldo, dove le provette sono tese a velocità di deformazione costante, cioè con la velocità di applicazione del carico che aumenta con l'aumento della lunghezza della provetta.

ISBN 88-408-1028-5

Alcuni risultati tipici di tali prove sono illustrati nella figura 5-5:

- alle basse velocità, dopo lo snervamento iniziale, la curva si appiattisce in conseguenza di una compensazione tra incrudimento e restaurazione;
- a velocità più elevate, l'incrudimento prevale sulla restaurazione e la curva tende a crescere.

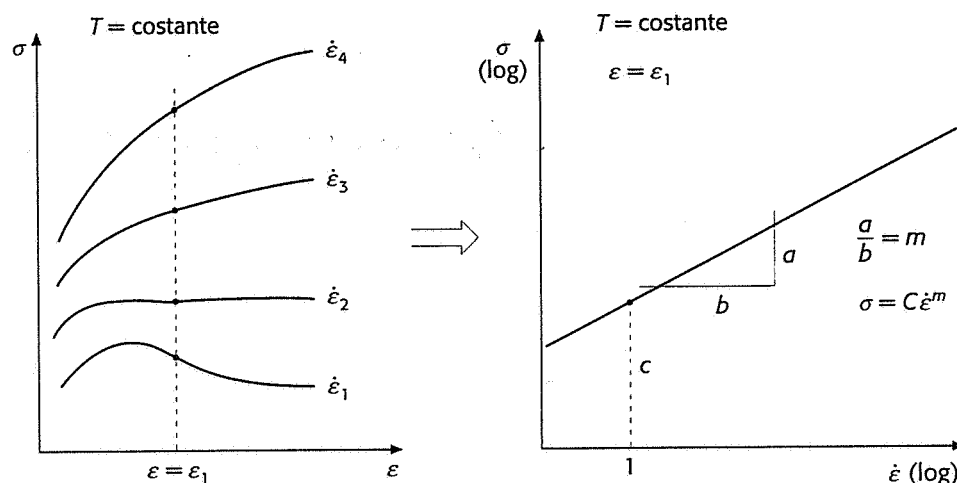



Fig. 5-5 Curve sperimentali σ-ε per varie velocità di deformazione $\dot{\varepsilon}$, a temperatura costante e rappresentazione in scala logaritmica.

5-1-5b Criteri di plasticità

Il tipo di deformazione plastica esaminato nel caso di prova di trazione o compressione è molto semplice; nel caso generale la deformazione è molto più complessa e occorre tenere conto della presenza di tensioni normali e di tensioni tangenziali. Facendo riferimento alla figura 5-6 e con riferimento al sistema di assi cartesiani *xyz*, sulle facce di un generico cubetto di dimensioni infinitesime, agiscono le tensioni normali σ_x, σ_y, σ_z, e quelle tangenziali τ_{xy}, τ_{yx}, τ_{xz}, τ_{zx}, τ_{yz}, τ_{zy}; poiché si ha, per l'equilibrio alla rotazione del cubetto stesso, $\tau_{xy} = \tau_{yx}$, $\tau_{xz} = \tau_{zx}$, $\tau_{yz} = \tau_{zy}$, le componenti che definiscono lo stato di tensione agente sul cubetto sono solamente le sei seguenti:

$$\sigma_x \quad \sigma_y \quad \sigma_z \quad \tau_{xy} \quad \tau_{xz} \quad \tau_{yz}. \tag{5-5}$$

La tensione normale e tangenziale su qualunque altro piano è ottenibile dalle sei componenti.

Dalla teoria dell'elasticità risulta inoltre che, tra le terne di assi con l'origine in O, ne esiste una che individua tre facce sulle quali si ha solamente tensione normale; queste tre direzioni si chiamano *principali* e le tensioni σ_1, σ_2, σ_3 sono dette *tensioni principali*. Se almeno una delle tensioni principali è nulla, si ha uno stato di tensione *biassiale*; se due delle tensioni principali sono nulle, si ha uno stato di tensione *monoassiale*. Il valore massimo della tensione tangenziale è pari a:

$$\tau_{max} = 1/2\,(\sigma_1 - \sigma_3) \tag{5-6}$$

essendo σ_1 la massima e σ_3 la minima delle tensioni principali.

Nello studio dei processi per deformazione plastica interessa conoscere l'entità delle forze esterne che provocano la deformazione plastica; per questo motivo è necessario conoscere i *criteri di plasticità*.

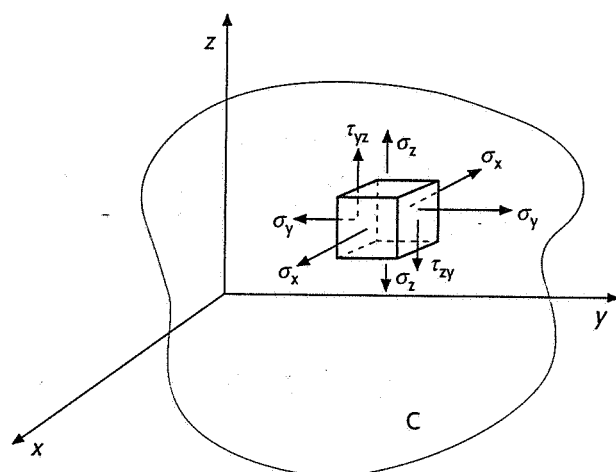



Fig. 5-6 Tensioni normali e tangenziali agenti sulle facce di un generico cubetto infinitesimo facente parte del corpo C (nella figura è riportata una sola coppia di tensioni tangenziali, per chiarezza).

Nel caso semplice di prova di trazione, che è un esempio di deformazione monoassiale, il criterio è quello del raggiungimento di una tensione pari a Y (R_s, carico di snervamento). Nei casi più complessi è necessario ricorrere a uno dei seguenti criteri, validi nell'ipotesi di materiale omogeneo e isotropo, di volume costante durante la deformazione e nell'ipotesi che il valore medio delle tre tensioni principali (componente «idrostatica») non influenzi la plasticizzazione:

- *Criterio di Tresca*: la plasticizzazione si ha quando la massima tensione tangenziale assume un valore critico ed è in accordo col fatto sperimentale che la deformazione plastica avviene per scorrimento di blocchi di atomi su piani a massima densità atomica. Quindi:

$$\tau_{max} = 1/2\,(\sigma_1 - \sigma_3) = C \qquad (5\text{-}7)$$

  Per valutare il valore di C può essere usato un caso di deformazione monoassiale, nella quale $\sigma_1 = Y$ $\sigma_3 = 0$ e quindi $C = Y$. Pertanto risulta

$$\tau_{max} = 1/2 \cdot Y = k \qquad (5\text{-}8)$$

  essendo k il valore della tensione tangenziale di snervamento.

- *Criterio di Von Mises* o dell'energia di deformazione per scorrimento, che in molti casi è più in accordo con i dati sperimentali rispetto al precedente. La relazione è la seguente:

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 2Y^2 \qquad (5\text{-}8)$$

5-1-5c Lavoro di deformazione

Con riferimento alla figura 5-4, il lavoro ideale di deformazione per unità di volume è calcolabile come

$$W_i = \int_o^{\varepsilon_1} \sigma \cdot d\varepsilon \qquad (5\text{-}10)$$

e, utilizzando la relazione (5-2) si ha:

$$W_i = K \cdot \varepsilon^{n+1}/(n+1) \qquad (5\text{-}11)$$

ISBN 88-408-1028-5

Il calcolo del lavoro di deformazione può essere utilizzato per la stima delle forze necessarie a un'operazione di deformazione plastica. Il principio è quello di uguagliare il lavoro delle forze esterne all'energia assorbita dalla deformazione, ipotizzando una deformazione ideale, nel senso che il lavoro esterno è completamente utilizzato per causare la deformazione e che l'attrito è assente.

A titolo di esempio si consideri un'operazione di estrusione (par. 5-7-1) in cui (fig. 5-7) l'applicazione della pressione p a un massello di diametro A_0 e lunghezza L_0, ne provoca la fuoriuscita dal contenitore con sezione A_f. Le ipotesi semplificative sono l'assenza di attrito con le pareti del contenitore, la deformazione omogenea, la completa fuoriuscita del massello.

Il rapporto tra le sezioni iniziale e finale del prodotto estruso è $R = A_0/A_f$ e il valore di deformazione subita è pari a $\varepsilon_1 = \ln (A_0/A_f) = \ln R$.

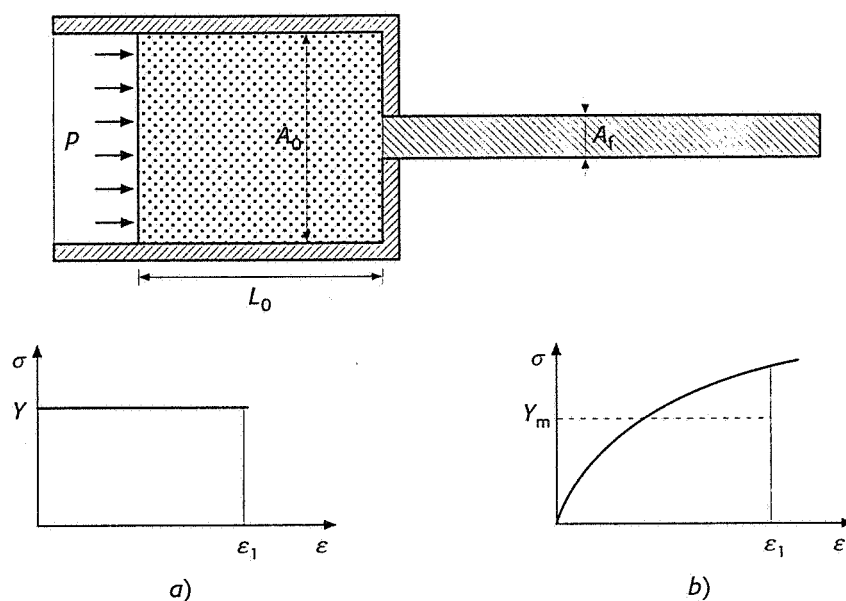



Fig. 5-7 Valutazione semplificata della pressione di estrusione nel caso di materiale perfettamente plastico (*a*) e di materiale con incrudimento (*b*).

Nel caso di materiale perfettamente plastico (fig. 5-7*a*), l'energia assorbita dall'unità di volume per la deformazione plastica è pari a $Y \cdot \varepsilon_1$. Il lavoro delle forze esterne è pari a $p \cdot A_0 \cdot L_0$. Pertanto il principio sopra enunciato può essere scritto come:

$$p \cdot A_0 \cdot L_0 = A_0 \cdot L_0 \cdot Y \cdot \varepsilon_1 \qquad (5\text{-}12)$$

da cui si ricava

$$p = Y \cdot \ln R \qquad (5\text{-}13)$$

Se il materiale non è perfettamente plastico (fig. 5-7*b*), occorre fare riferimento a un valore medio $Y_m = K \cdot \varepsilon_1^n/(n+1)$.

Questo metodo porta a una sottostima delle forze. Infatti occorre tenere conto di due ulteriori fattori:

- il lavoro W_a necessario per vincere gli attriti tra il materiale deformato e gli organi delle macchine per la deformazione,
- il lavoro «ridondante» W_r, dovuto alla distorsione interna per scorrimento, che non contribuisce al cambiamento di forma.

Il rapporto tra il valore ideale del lavoro e quello totale, che tiene cioè conto anche degli effetti sopra citati, definito anche *rendimento* del processo, varia da circa 30-60% nel caso di estrusione al 75-95% nel caso di laminazione.

L'energia assorbita dal pezzo deformato è convertita in calore (solo il 5% circa va in energia elastica accumulata nelle dislocazioni) e, ipotizzando una trasformazione adiabatica, l'aumento massimo di temperatura è valutabile come:

$$\Delta T = W_i/\rho \cdot c \qquad (5\text{-}14)$$

dove ρ è la densità, c il calore specifico del pezzo.

In effetti si dovrebbe tenere conto anche dell'aumento di temperatura per effetto dell'attrito e della diminuzione di temperatura dovuta alla trasmissione del calore per conduzione nel contatto con gli organi della macchina.

5-1-5d Gli effetti dell'attrito

Dato che le lavorazioni per deformazione plastica vengono effettuate portando il materiale in contatto con utensili (stampi, ecc.), l'attrito è sempre presente. Il coefficiente di attrito è esprimibile come:

$$\mu = \tau/p \qquad (5\text{-}15)$$

dove p è il valore della pressione di contatto nella zona di interfaccia tra pezzo e utensile, τ è la tensione tangenziale nello stesso punto. Il valore massimo di τ è la tensione tangenziale di snervamento k caratteristica del materiale (par. 5-1-5*b*). In questo caso si dice che si ha *attrito adesivo*, nel senso che il materiale non si muove rispetto allo stampo. Per questo motivo il valore della tensione τ all'interfaccia pezzo-utensile viene espresso come una frazione della tensione tangenziale di snervamento k, cioè

$$\tau = m^* \cdot k \quad \text{con} \quad 0 < m^* < 1 \qquad (5\text{-}16)$$

dove $m^* = 0$ per il caso ideale di assenza di attrito e $m^* = 1$ per attrito adesivo. I valori indicativi di m^* sono i seguenti:

- $m^* = 0{,}05\text{-}0{,}15$ per lavorazioni a freddo con lubrificante,
- $m^* = 0{,}2\text{-}0{,}4$ per lavorazioni a caldo con lubrificante grafite,
- $m^* = 0{,}1\text{-}0{,}3$ per lavorazioni a caldo con lubrificante vetro,
- $m^* = 0{,}7\text{-}1$ in assenza di lubrificante.

A titolo di esempio si consideri la semplice operazione di compressione di un pezzo cilindrico tra due piani paralleli (fig. 5-8) in tre casi.

- *Caso di assenza di attrito ($m^* = 0$).* In questo caso la deformazione è omogenea e la forma rimane quella di un cilindro di uguale volume, con diametro maggiore e altezza minore.
  L'andamento della pressione di interfaccia è costante e, dato che, in assenza di tensioni tangenziali di attrito, lo stato tensionale è monoassiale, il suo valore è pari al *flow stress*.

ISBN 88-408-1028-5

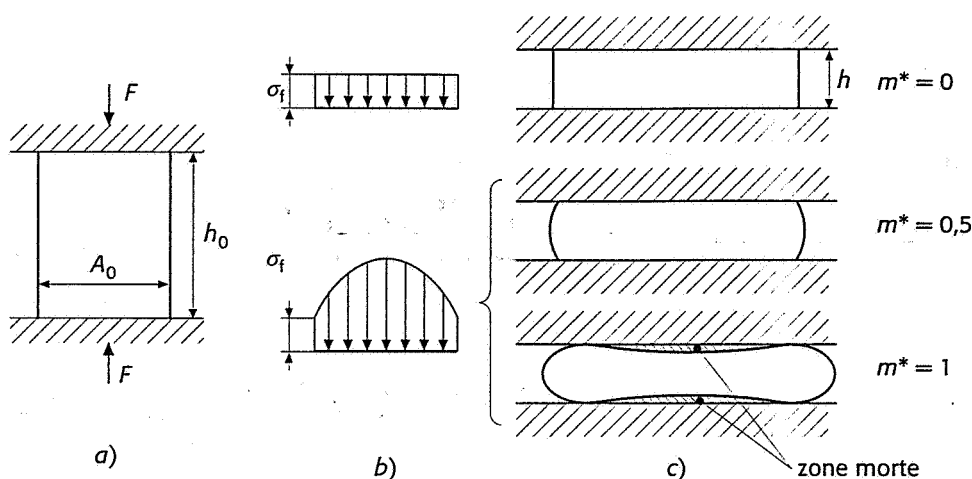



Fig. 5-8 Compressione di un cilindro tra piani paralleli (a); andamenti nelle pressioni di contatto (b); forma nel cilindro dopo la deformazione per varie condizioni di attrito (c).

- *Caso di presenza di attrito di scorrimento ($m^* = 0,5$).* Le pressioni di interfaccia sono più elevate ed è presente una tensione tangenziale che si oppone al libero scorrimento radiale del materiale con due conseguenze:
  - la forma cilindrica si trasforma in una forma a botte;
  - la pressione normale, pari al *flow stress* all'estremità libera, aumenta verso l'interno secondo una curva tanto più pendente quanto maggiore è l'attrito, valutabile per esempio con il metodo dello *slab analysis* (par 5-3-2).
- *Caso di presenza di attrito adesivo ($m^* = 1$).* In questo caso, che si verifica per esempio in assenza di lubrificazione e con alta rugosità dello stampo, la tensione tangenziale all'interfaccia raggiunge il valore della tensione tangenziale di snervamento e il movimento del materiale all'interfaccia è bloccato. La pressione media è superiore a quella del caso precedente e tutta le deformazione ha luogo per scorrimenti, con formazione di *zone morte* e deformazione disomogenea.

Sulla base di queste nozioni, è possibile calcolare per esempio l'andamento della forza necessaria alla deformazione a caldo di un pezzo cilindrico con base di area iniziale A_0 e altezza iniziale h_0, in funzione dell'altezza istantanea h, nel modo seguente.

L'area istantanea della sezione *media* del cilindro è ricavabile dalla relazione $A = A_0 \cdot h_0/h$ (costanza del volume). La deformazione subita dal cilindro è pari a $\varepsilon = \ln h_0/h$ e la velocità di deformazione è pari a $\dot{\varepsilon} = v/h$, dove v è la velocità di applicazione del carico. Ricavando i valori delle costanti C e m dalla tabella, relativamente a materiale e temperatura considerati, per il valore di ε calcolato, si calcola il valore del *flow stress* σ_f. Il valore della forza F è ricavabile dall'espressione

$$F = \sigma_f \cdot Q_p \cdot A \tag{5-17}$$

dove $Q_p = (1 + m^* \cdot R/3\,h)$ (par. 5-3-2).

5-2 Capacità di deformazione dei materiali metallici

La capacità di deformazione di un materiale metallico dipende in larga misura dal sistema cristallografico caratteristico delle cristalliti componenti l'aggregato policristallino. È noto, per esempio, che i me-

ISBN 88-408-1028-5

talli più plastici, come l'alluminio, appartengono al sistema cubico a facce-centrate, che è quello che ammette il maggior numero di piani di scorrimento; mentre i metalli appartenenti al sistema esagonale compatto si lasciano deformare meno facilmente, avendo un'unica serie possibile di piani di scorrimento. In generale, i metalli puri hanno una capacità di deformazione superiore a quella delle leghe. Sono infatti sufficienti piccolissime percentuali di determinati elementi per ridurre in maniera notevolissima la loro capacità di deformazione.

5-2-1 Leghe ferrose

Nelle leghe ferrose il carbonio limita la capacità di deformazione, che è assai modesta per percentuali di carbonio di circa 1%, e scompare completamente per percentuali di carbonio di ~2,5% (ghise).

Il silicio esercita un'azione analoga a quella del carbonio, ma meno energica; percentuali di fosforo di ~0,4% fanno aumentare notevolmente la grana della lega di ferro, rendendola assai fragile a freddo, mentre percentuali minime di zolfo (0,1%) rendono la lega Fe-C fragile a caldo, pur lasciandole una certa plasticità a freddo; la presenza nell'acciaio di tungsteno, cromo, molibdeno, mentre da un lato porta a un aumento sensibile delle caratteristiche meccaniche, dall'altro fa diminuire notevolmente la sua capacità di deformazione; il manganese invece, fino a una percentuale massima dello 0,7%, non pregiudica la capacità di deformazione dell'acciaio.

5-2-2 Leghe di rame

Per quanto riguarda le leghe del rame, l'ottone conserva notevole plasticità fino a percentuali di Zn del 35% e si lascia lavorare a freddo [la lavorazione a freddo dell'ottone (Zn $\leq$ 35%) deve essere intercalata da frequenti ricotture intermedie, data la notevole velocità di incrudimento di questa lega]; per percentuali di Zn comprese fra il 35% e il 45% la lega può essere lavorata a caldo; mentre la capacità di deformazione è praticamente nulla per percentuali di Zn superiori al 45%.

Il bronzo conserva notevole capacità di deformazione, sia a freddo sia a caldo, fino a percentuali di Sn del 10%; per percentuali di Sn comprese tra il 10% e il 25% può essere lavorato solo a caldo ($\theta > 500$ °C); la sua plasticità scompare per percentuali di Sn superiori al 25%.

5-2-3 Leghe di alluminio

Per quanto riguarda le leghe di alluminio da lavorazione plastica, i più importanti elementi in lega sono: Mn, Mg, Si, Zn e Cu.

Per quanto detto prima, l'alluminio puro ha una notevole capacità di deformazione (è nettamente superiore a quella delle sue leghe) perché appartiene al sistema cubico a facce-centrate, cioè quello che ammette il maggior numero di piani di scorrimento.

La lega Al-Mn si lavora assai bene per deformazione plastica. Si utilizza, in genere, con una percentuale di manganese fino a un massimo dell'1,5% (leghe tipo *Aluman*: $R_m = \sim 100$ MPa allo stato ricotto: $R_m \cong 250$ MPa allo stato fortemente incrudito: $H = 60\%$)[1]; valori superiori

1. Detta A l'area della sezione primitiva, a incrudimento nullo (materiale ricotto), e a l'area ridotta per lavorazione plastica a freddo, il grado percentuale di incrudimento

ISBN 88-408-1026-5

di Mn portano generalmente a una notevole fragilità dei semilavorati, derivante dalla formazione di grossi cristalli di composto intermetallico $MnAl_2$ (i composti intermetallici sono costituzionalmente fragili, specialmente se, come nel caso presente, formano grossi grani isolati).

La lega Al-Mg è utilizzata per lavorazioni plastiche fino a una percentuale di Mg di ~5% (leghe tipo *Peraluman*) (R_m = ~150 ÷ 250 MPa allo stato ricotto, a seconda della percentuale di magnesio: $R_m \cong$ 250 ÷ 400 MPa allo stato incrudito, H = 25%).

Al di sopra del 5% di Mg, specialmente se la lavorazione plastica è tale da indurre un certo grado di incrudimento, la lega è sottoposta a pericolosi fenomeni di *tensocorrosione*. Lo stesso fenomeno non si manifesta nei *getti*, con percentuali di Mg anche del 10%. Si ritiene quindi che il fenomeno della *tensocorrosione* sia legato alla formazione di «struttura» derivante dalla lavorazione per deformazione plastica[2].

Il silicio in generale non viene usato in lega binaria Al-Si da lavorazione plastica (è molto usato invece in leghe da fonderia) perché ha la tendenza a esercitare un'azione indurente e fragilizzante sulla lega, senza peraltro portare miglioramenti sensibili nelle caratteristiche meccaniche della lega stessa.

È molto usata invece la lega ternaria Al-Mg-Si [leghe tipo *Anticorodal* (~0,4% Si; 0,7% Mg); R_m = ~100 MPa allo stato ricotto: R_m = ~250 MPa allo stato bonificato; R_m = ~300 MPa allo stato bonificato e incrudito con H = 20%] che forma la lega pseudobinaria $Al\text{-}Mg_2Si$, la quale presenta una buona capacità di deformazione nello stampaggio a caldo.

È sempre del tipo *Anticorodal* la lega quaternaria Al-Mg-Si-Mn (0,6 Mg; 1% Si; 0,3 Mn) analoga alla precedente ma con migliori caratteristiche meccaniche: R_m = ~100 MPa allo stato ricotto; R_m = ~400 MPa allo stato bonificato e incrudito con H = 20%.

Lo zinco è molto usato nella lega ternaria Al-Zn-Mg che forma la lega pseudobinaria $Al\text{-}Mg\,Zn_2$, che è alla base del gruppo di leghe

---

geometrico è dato da:

$$H = \frac{A - a}{A} \cdot 100 \qquad (5\text{-}18)$$

Nel caso di laminati, nei quali la differenza delle aree $(A - a)$ può essere semplicemente espressa dalla differenza degli spessori, si ha:

$$H = \frac{S - s}{S} \cdot 100 \qquad (5\text{-}19)$$

dove S è lo spessore iniziale e s quello finale.

2. Il fenomeno della «tensocorrosione» è un fenomeno cosiddetto di «rottura differita», che si manifesta sia nelle leghe leggere da lavorazione plastica alle quali ora abbiamo accennato, sia negli acciai ad alta resistenza, sia in alcune leghe di rame (in genere ottoni) sia in altri metalli e leghe.

In generale la resistenza di un materiale è valutata indipendentemente dalla durata del carico applicato. In alcuni casi invece il materiale, sottoposto a una sollecitazione di tensione costante, si rompe dopo che è trascorso un dato tempo dall'applicazione del carico, pur essendo il carico di valore inferiore a quello di snervamento del materiale. Si attribuisce questo fenomeno all'azione di attacco chimico da parte del vapor d'acqua e dell'anidride carbonica presenti nell'atmosfera; nelle costruzioni navali, all'azione chimica derivante dall'acqua di mare (idrogeno), o comunque da fenomeni di corrosione infracristallina che provoca, se non altro per effetto di intaglio, una notevole diminuzione delle caratteristiche di resistenza del materiale. Il fenomeno della tensocorrosione è caratterizzato da rottura fragile, cioè la rottura non è accompagnata da una sia pur minima deformazione né totale né locale e la rottura avviene bruscamente senza alcun segno premonitore.

leggere da deformazione plastica ad altissima resistenza (leghe tipo *Ergal*: R_m = ~650 MPa allo stato bonificato).

Notissime infine sono le leghe Al-Cu; Al-Cu-Mg e derivate, bonificabili, da lavorazione plastica (leghe tipo *Avional* o duralluminio). Le leghe binarie Al-Cu possono essere lavorate per deformazione plastica fino a tenori di rame molto elevati (~12%). L'assenza del Mg facilita la lavorazione per deformazione plastica e specialmente lo stampaggio.

Le leghe ternarie Al-Cu-Mg, tipo *Avional*, hanno Cu = ~4%: Mg = ~0,5% e un carico di rottura di ~500 MPa allo stato bonificato.

Nelle leghe leggere da lavorazione plastica, oltre alla preponderante massa di cristalli di soluzione solida ricca di alluminio (e quindi con reticolo cristallino cubico facce-centrate), vi possono essere dei cristalli isolati di composti intermetallici i quali, a causa della complessità della cella cristallina elementare, sono particolarmente fragili, rendendone più o meno partecipe anche la lega che li contiene.

È questo, per esempio, il caso delle leghe Al-Cu nelle quali il costituente fragile, dato dal composto intermetallico Cu Al_2, si trova (sotto forma di eutettico: Al-Cu Al_2) immerso in una matrice di soluzione solida α di rame in alluminio.

Aumentando progressivamente il tenore di rame, aumenta (relativamente) la quantità di eutettico Al-Cu Al_2 che, solidificando per ultimo, tende a formare una specie di reticolato fragile continuo intorno ai cristalli di soluzione solida di rame in alluminio; ne consegue un aumento della durezza e del carico di rottura complessivi della lega, accompagnati da una sensibile diminuzione della plasticità. Immaginando infatti di sottoporre a crescenti forze di trazione un provino costituito nel modo anzidetto, si ha che alla deformazione plastica della soluzione solida si opporrà il reticolato, che per semplicità si considera continuo, formato dall'eutettico Al-Cu Al_2.

Questo esempio permette di rendere evidente uno degli effetti più immediati delle lavorazioni plastiche sulle leghe ottenute di getto, nelle quali appunto i costituenti fragili (se in quantità sufficiente) hanno la tendenza a formare dei reticolati infracristallini eutettici più o meno continui. La lavorazione plastica, frantumando questi sistemi reticolari, porta un sensibile miglioramento delle caratteristiche elastiche e plastiche della lega.

Naturalmente è evidente che, nonostante i miglioramenti che si possono ottenere, è preferibile scegliere le leghe leggere da lavorazione plastica fra quelle che non presentano un reticolato microstrutturale continuo, come quello che si ha nella lega Al-Cu prima accennata con percentuali di Cu superiori al 12%.

5-3 Le moderne tecniche di studio dei processi per deformazione plastica

5-3-1 Generalità

Le lavorazioni per deformazione plastica rappresentano un campo di applicazione molto interessante per le moderne tecniche CAE (*Computer Aided Engineering*) in quanto, da un lato l'analisi teorica dei singoli processi è piuttosto complessa e può essere svolta solo con l'ausilio del computer, dall'altro l'interattività e le capacità grafiche tipiche dei sistemi CAD sono di validissimo aiuto nello studio e simulazione del processo.

ISBN 88-408-1028-5

L'applicazione di queste tecniche comporta in generale che il sistema di calcolo disponibile riceva come input i dati geometrici del prodotto finale e iniziale e i vincoli tecnologici del processo scelto (stampi, caratteristiche del materiale, tipo di attrito, ecc.).

L'output tipico consiste in una simulazione grafica e numerica del processo, dalla quale è possibile ottenere una stima delle variazioni di forma del prodotto nelle varie fasi della deformazione, delle distribuzioni di temperatura all'interno del pezzo e degli utensili, dei valori delle tensioni e deformazioni nelle varie zone, nonché una valutazione complessiva delle forze in gioco.

Il software utilizzato per questi scopi prevede generalmente la possibilità di variare i valori dei parametri fondamentali del processo (per esempio, forme e dimensioni del pezzo iniziale o sua temperatura), per poter simulare l'influenza di tali variazioni e poter quindi ottimizzare il processo stesso.

Alcuni esempi pratici di applicazione CAE saranno illustrati nel seguito, parallelamente alla descrizione di ogni processo, ma appare fin da ora opportuno evidenziare il fatto che tali sistemi, come tutti quelli per simulazione, sono basati su modelli matematici più o meno aderenti alla realtà, ma che non tengono generalmente conto dei problemi metallurgici quali struttura cristallina, fenomeni di ricristallizzazione, ecc.

Per questi motivi la sperimentazione, costituita spesso dalle prove pre-serie, deve sempre e necessariamente accompagnare l'uso di queste tecniche.

Nei paragrafi che seguono vengono illustrati i principali metodi usati per ottenere modelli teorici dei processi per deformazione plastica, metodi che, opportunamente implementati su elaboratore, sono alla base delle tecniche CAE prima discusse.

5-3-2 Il metodo «slab analysis»

Questo metodo consiste nell'imporre l'equilibrio di una parte di spessore infinitesimo di materiale in deformazione (*slab*), considerando le varie forze che su esso agiscono, comprese quelle di attrito sulle superfici a contatto con l'utensile. Dalle condizioni di equilibrio si ottiene un'equazione differenziale, che, integrata analiticamente o numericamente tenendo conto delle condizioni al contorno, permette di risalire alle forze esterne e ad altre informazioni. In pratica questo metodo, che è uno dei più semplici, si basa su una discretizzazione del pezzo in deformazione, ottenuto dividendolo con piani perpendicolari alla direzione del flusso di materiale. Le ipotesi semplificative indispensabili per questo metodo sono per esempio che il materiale sia omogeneo e isotropo e inoltre che le sezioni piane del pezzo rimangano piane durante la deformazione.

Come semplice esempio di applicazione del metodo *slab analysis* con risoluzione analitica, si consideri il processo, illustrato in figura 5-9, di compressione tra piani paralleli di un parallelepipedo di spessore unitario, in condizioni di deformazione piana, cioè con

$$\varepsilon_z = 0 \quad \text{e} \quad \sigma_x - \sigma_y = 2k$$

dove k è la tensione tangenziale di scorrimento (par. 5-1-5*b*) e coefficiente di attrito costante μ.

Le condizioni di equilibrio dello *slab* in direzione x sono espresse dall'equazione

$$\sigma_x \cdot h - (\sigma_x + d\sigma_x)h + 2\mu \cdot p \cdot dx = 0$$

$$2\mu p \, dx = h \, d\sigma_x$$

Poiché

$$\sigma_x - \sigma_y = 2k \quad \text{e} \quad \sigma_y = -p, \quad \sigma_x + p = 2, \quad \sigma_x = -p + 2k \quad d\sigma_x = -dp$$

sostituendo si ottiene

$$2\mu \cdot p \cdot dx = -h \cdot dp$$

e l'integrazione dell'equazione fornisce il risultato

$$\frac{p}{2k} = \exp\left[\frac{2\mu}{h}\left(\frac{b}{2} - x\right)\right] \tag{5-12}$$

cioè la pressione di contatto ha l'andamento riportato nella figura 5-9.

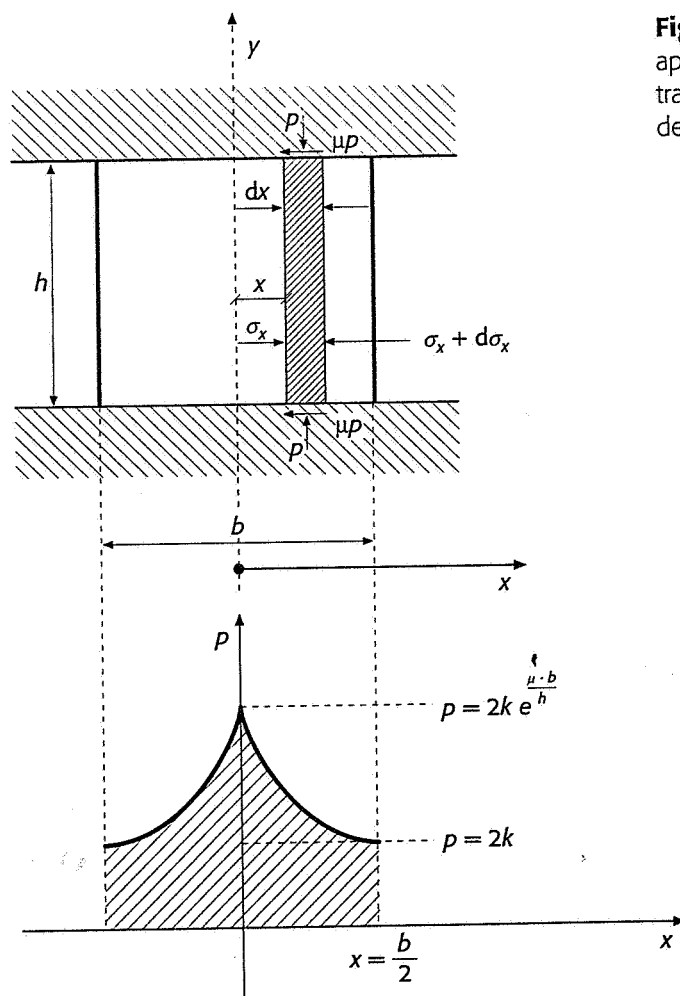



Fig. 5-9 Metodo *slab-analysis* applicato al caso di compressione tra piani paralleli e andamento della pressione di contatto p.

ISBN 88-408-1028-5

Una semplificazione di questo procedimento può essere ottenuta ipotizzando che la tensione tangenziale di attrito τ sia costante e non funzione di p. Cioè

$$\mu \cdot p = \tau$$

su tutta la superficie di contatto. In questo caso l'equazione differenziale di equilibrio diviene:

$$dp = -2\,\tau/h \cdot dx$$

che, integrata, porta alla seguente espressione di p:

$$p = (2\tau/h) \cdot (b/2 - x) + 2k \qquad (5\text{-}21)$$

cioè a un andamento lineare di p anziché esponenziale. Con questa espressione, mediante integrazione e ricordando che $\tau = m^* \cdot k$ e $Y = 2k$ secondo il criterio di Tresca (par. 5-1-5*b*), è possibile calcolare il valore della forza F risultante delle pressioni p. Le espressioni sono:

$$P = Y \cdot \left(1 + \frac{m^* \cdot b}{4 \cdot h}\right) \cdot b \qquad (5\text{-}22)$$

nel caso di pezzo a spessore costante pari a 1

$$P = Y \cdot \pi R^2 \cdot \left(1 + \frac{m^* \cdot R}{3 \cdot h}\right) \qquad (5\text{-}22)$$

nel caso di pezzo cilindrico di raggio R.

Y è in pratica il *flow stress* del materiale, da calcolarsi con le varie formule date al paragrafo 5-1 per deformazioni a freddo o a caldo.

5-3-3 Il metodo «upper-bound»

Il principio di questo metodo è quello di uguagliare il lavoro svolto nell'unità di tempo dalle forze esterne a quello dissipato dalle tensioni tangenziali sui piani di scorrimento. Per questo motivo è necessario ipotizzare dei modi di scorrimento di parti del materiale in deformazione, che devono essere coerenti con le variazioni di forma e con i movimenti dell'utensile; il campo di piani di scorrimento ipotizzato può essere controllato attraverso un diagramma delle velocità vettoriali delle particelle del materiale deformato (odografo). Il risultato dell'applicazione di questo metodo è un valore numerico della forza necessaria alla deformazione, sicuramente superiore a quello effettivo, donde il nome *upper-bound* (limite superiore). Tuttavia, se nelle ipotesi iniziali si introducono uno o più parametri, è possibile stimare più accuratamente i carichi minimizzando i risultati ottenuti in funzione delle variazioni dei parametri stessi. Comunque il metodo, che è relativamente semplice, è di particolare interesse pratico in quanto in molti casi è sufficiente conoscere il carico che *sicuramente* provoca la deformazione.

L'applicazione del metodo richiede, al solito, alcune ipotesi semplificative tra cui quelle che il materiale sia omogeneo e isotropo, che

siano trascurati gli effetti di incrudimento e dalle velocità di deformazione, che la deformazione sia piana e avvenga per scorrimento di blocchi rigidi sui piani prescelti.

A titolo di esempio si consideri il semplice caso della compressione di un pezzo parallelepipedo di spessore unitario tra due piani paralleli riportato nella figura 5-10. L'ipotesi più semplice sul campo di piani di scorrimento è l'esistenza di due «zone morte» *AOD* e *COB*, che si muovono rigidamente alle velocità V_0 e V_1, e che lo scorrimento avvenga sui piani *OA*, *OB*, *OC*, *OD*, dove il valore della tensione tangenziale è pari a k, il cui valore è definito dal criterio di plasticità adottato. Il diagramma-odografo riportato nella figura 5-10 (costruito sulla base della geometria del pezzo) conferma che il campo di piani di scorrimento scelto è ammissibile; infatti il meccanismo di deformazione prevede che una particella passi dalla zona 1 alla zona 2 con una variazione di velocità da V_1 a V_2 resa possibile dalla componente V_{OA} parallela al piano di scorrimento *OA*.

Impostando l'equazione che uguaglia il lavoro nell'unità di tempo delle forze esterne a quello dissipato dalle tensioni tangenziali si ha:

$$2\,V_0 \cdot p \cdot b = 4k \cdot \overline{OA} \cdot V_{OA}$$

con

$$OA = (1/2)\,(h^2 + b^2)^{1/2}$$

$$\frac{p}{2k} = \frac{1}{2}\left(\frac{h}{b} + \frac{b}{h}\right) \tag{5-24}$$

che rappresenta appunto un valore limite superiore del carico cercato. Per migliorare la soluzione e trovare un valore del carico più vicino alla realtà, sarebbe sufficiente ipotizzare altri campi di piani di scorrimento più complessi e ripetere il calcolo come sopra, fino a trovare il valore minimo del carico.

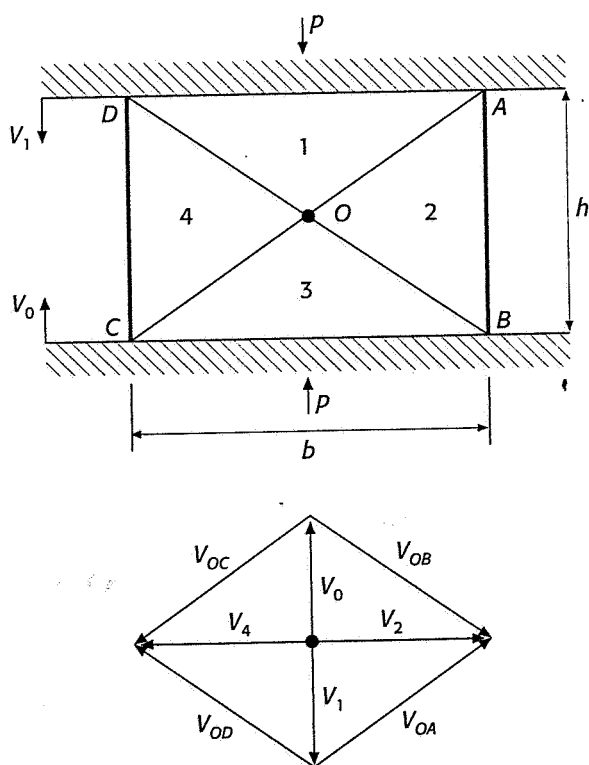



Fig. 5-10 Schema del metodo «*upper-bound*» applicato alla compressione tra due piani paralleli e diagramma delle velocità (odografo).

ISBN 88-408-1028-5

5-3-4 *Il metodo delle linee di scorrimento (slip line field)*

Il metodo, di tipo grafico, è basato sul solito concetto che la deformazione avvenga per scorrimento di blocchi di materiale su piani di intensa tensione tangenziale e consiste nella costruzione di una famiglia di linee di scorrimento che si intersecano ortogonalmente, sulle quali la tensione tangenziale è quella massima. Il tracciamento di queste linee rette o curvilinee è affidato all'intuizione fisica e all'esperienza (per le principali operazioni di deformazione plastica tali linee sono ormai già state tracciate, mentre il problema diventa difficile per i casi completamente nuovi); il campo delle linee di scorrimento deve rispettare le variazioni di forma del pezzo e deve dare luogo a tensioni staticamente ammissibili. Le ipotesi semplificative normalmente adottate nel metodo sono: materiale perfettamente plastico, senza deformazioni elastiche e senza incrudimento, deformazione piana. effetti della velocità di deformazione trascurabili. Conoscendo le direzioni della massima tensione tangenziale e l'orientamento delle tensioni principali, è quindi possibile risalire ai carichi esterni. Nel caso di deformazione piana, il movimento di materiale deformato è sempre parallelo a un piano e manca la componente ad esso perpendicolare. Come risulta dalla figura 5-11, la teoria delle linee di scorrimento (piuttosto complessa e al di fuori degli scopi di questo testo) dimostra che su ogni linea del campo agisce una tensione tangenziale di valore pari a k e una pressione idrostatica p, legate all'angolo ϕ che le linee formano con l'asse x dalle equazioni di Henchy:

$$p + 2k\phi = C_1 \text{ per le linee } \alpha \qquad (5\text{-}25)$$
$$p - 2k\phi = C_2 \text{ per le linee } \beta \qquad (5\text{-}26)$$

Le componenti cartesiane della tensione, espresse in funzione di k e di p risultano:

$$\sigma_x = -p - k \operatorname{sen}^2\phi \qquad (5\text{-}27)$$
$$\sigma_y = -p + k \operatorname{sen}^2\phi \qquad (5\text{-}28)$$
$$\tau_{xy} = k \cos 2\phi \qquad (5\text{-}29)$$

Il tracciamento delle linee di scorrimento può essere fatto con metodi grafici, ma soprattutto con elaborazione numerica su computer, grazie a opportuni programmi. Nella figura 5-12 sono riportati alcuni esempi di campi di linee di scorrimento per alcuni semplici casi di deformazione plastica.

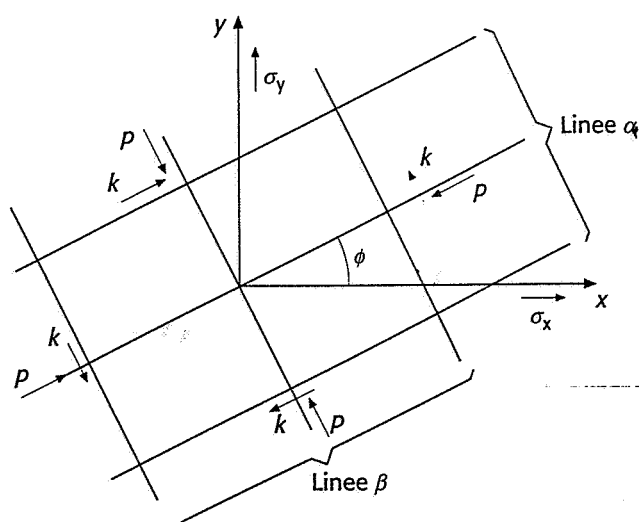



Fig. 5-11 Linee di scorrimento e tensioni agenti su di esse.

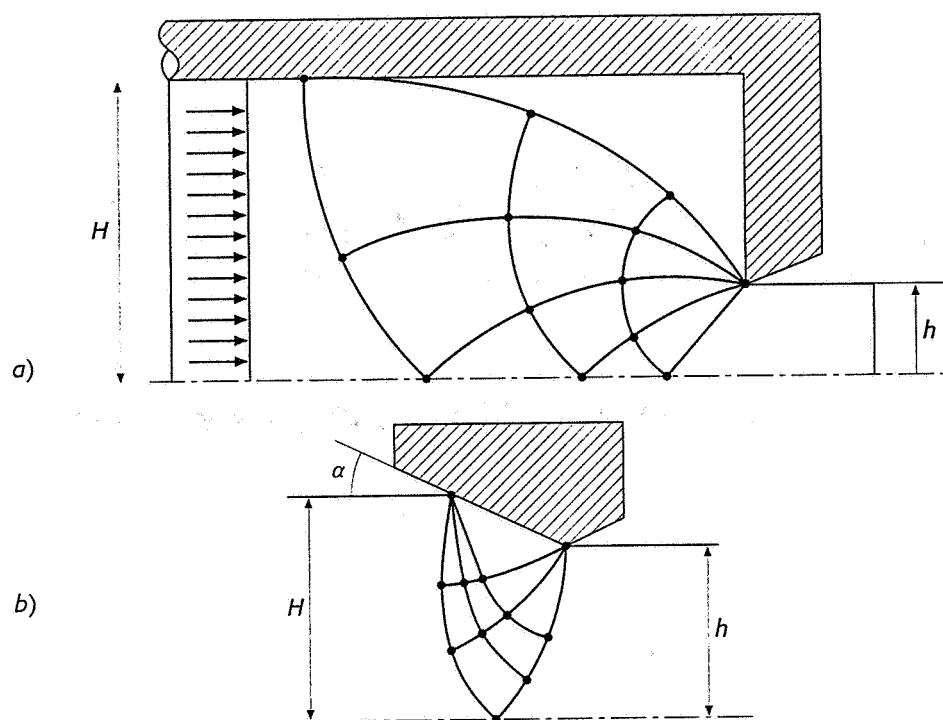



Fig. 5-12 Esempio di campi di linee di scorrimento: *a*) estrusione diretta; *b*) trafilatura.

5-3-5 Il metodo agli elementi finiti (FEM)

In questi ultimi anni il metodo che ha trovato più largo uso nel settore dei processi di lavorazione per deformazione plastica è senz'altro quello agli elementi finiti (*Finite Element Method*, FEM), che è il più adatto, rispetto ai metodi precedentemente illustrati, allo studio dei processi nei loro dettagli, quali previsione delle tensioni e delle deformazioni indotte dalla lavorazione e possibilità di difetti locali. Il metodo è di uso generale e molto frequente anche in altri settori della tecnica ingegneristica. Il nome del metodo deriva dal fatto che il corpo di cui si studia la deformazione viene suddiviso in un certo numero di *elementi di dimensioni finite* (fig. 5-13) interconnessi attraverso i nodi, che rimangono quindi i soli punti a garantire la continuità fisica del corpo. Di ogni elemento viene calcolata la «matrice di rigidezza» $[k_i]$, cioè una matrice che mette in relazione le forze applicate ai nodi di ogni elemento con gli spostamenti dei nodi stessi. A questo punto le varie matrici elementari vengono composte per formare la «matrice di rigidezza» complessiva $[k]$ del corpo discretizzato, rispettando le condizioni di compatibilità degli spostamenti dei nodi e di equilibrio degli stessi. Ciò porta all'equazione matriciale

$$[k] \times \{\delta\} = \{\mathbf{P}\} \tag{5-30}$$

dove $\{\delta\}$ e $\{\mathbf{P}\}$ sono i vettori degli spostamenti dei nodi e delle forze esterne applicate. Si noti che l'equazione di cui sopra ha la stessa forma della semplice equazione $K \times x = F$ relativa a una molla di costante elastica K sottoposta a una forza di trazione F, che si allunga di una quantità x; da questa semplice analogia risulta chiaro il significato del termine «matrice di rigidezza».

La precedente equazione matriciale, una volta che siano note le condizioni al contorno e le forze agenti sul corpo, può essere risolta secondo $\{\delta\}$ calcolando così il vettore degli spostamenti dei nodi, dai quali è possibile risalire in modo relativamente semplice alle tensioni

ISBN 88-408-1028-5

e alle deformazioni nei vari punti del corpo. I problemi di interesse pratico danno origine a matrici $[k]$ di notevoli dimensioni, per cui il computer è indispensabile per la soluzione dell'equazione e per tutti gli altri passi prima indicati. Il metodo così sinteticamente illustrato (per i dettagli e gli algoritmi tipici si rimanda a testi specializzati) si riferisce a problemi di deformazione in campo elastico, nei quali gli elementi della matrice $[k]$ sono costanti. L'applicazione del metodo FEM alle lavorazioni per deformazione plastica è più complesso, in quanto gli elementi delle matrici di rigidezza non sono costanti, ma sono funzioni degli spostamenti incogniti, il che impedisce una soluzione diretta dell'equazione matriciale di cui sopra. Per questo scopo sono stati sviluppati metodi numerici di soluzione di questi sistemi di equazioni non lineari, già disponibili sotto forma di programmi per computer. La non linearità di comportamento del materiale viene di solito schematizzata con i modelli rigido-plastico o elasto-plastico, che richiedono algoritmi diversi per la soluzione del problema. La figura 5-14 riporta i risultati dell'applicazione del metodo FEM alla semplice operazione di compressione di un pezzo tra due piani paralleli.

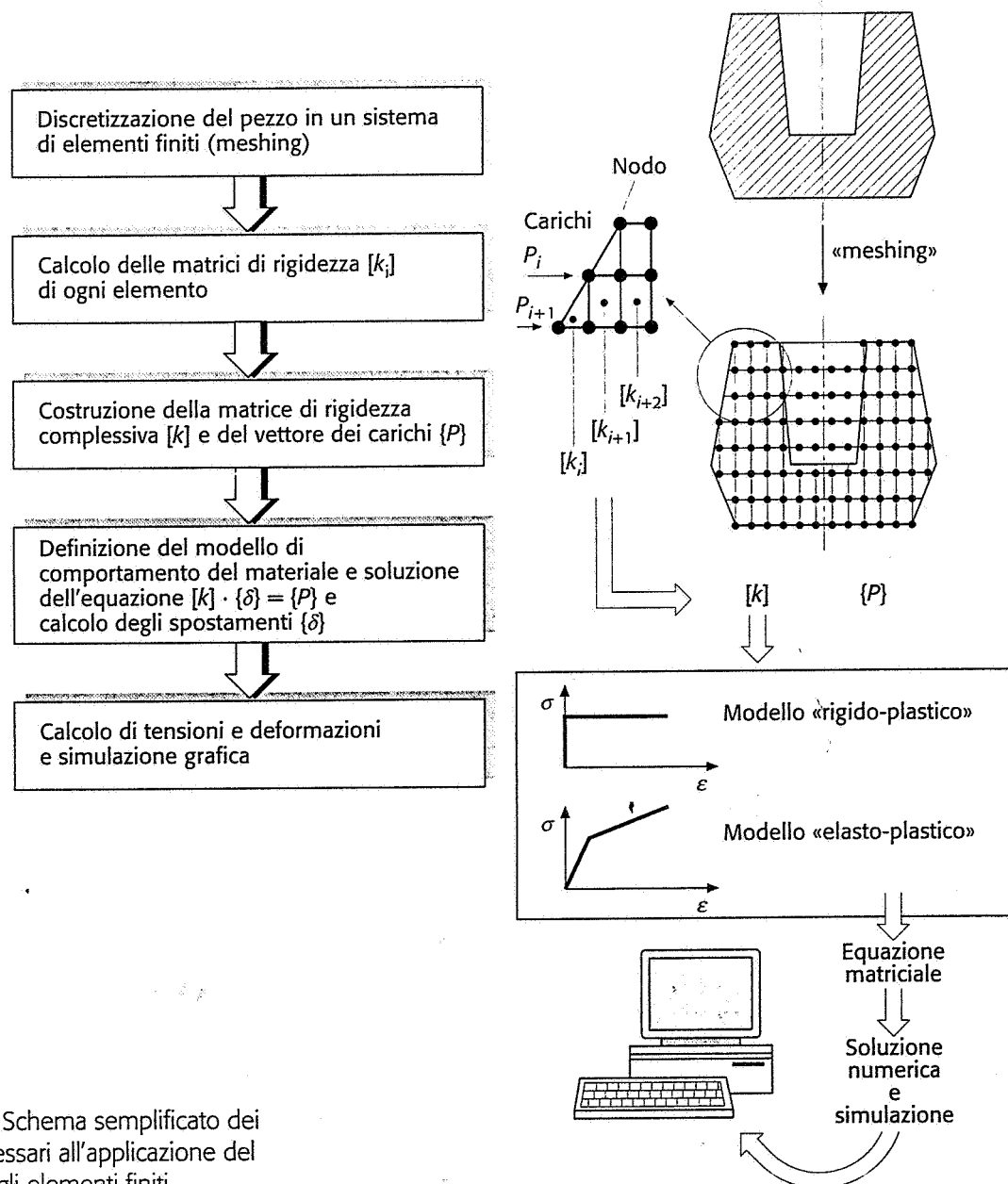



Fig. 5-13 Schema semplificato dei passi necessari all'applicazione del metodo agli elementi finiti.

È opportuno notare che questo metodo si adatta particolarmente bene all'integrazione con un sistema CAD, in quanto i migliori sistemi CAD commerciali oggi disponibili permettono di generare automaticamente la suddivisione del pezzo progettato in elementi (*meshing*) e di creare automaticamente i relativi file descrittivi da collegare ai programmi per l'analisi a elementi finiti.

Prima della deformazione

Dopo la deformazione

Fig. 5-14 Esempio di utilizzazione del metodo FEM alla compressione (riduzione del 50% dello spessore) di un pezzo; visualizzazione grafica delle deformazioni calcolate.

5-4 La laminazione

5-4-1 Generalità

Le lavorazioni per laminazione sono impiegate nell'industria siderurgica per la trasformazione del materiale colato in forma di lingotti o per colata continua in prodotti semilavorati commerciali e costituiscono le prime operazioni che vengono svolte nel ciclo produttivo. I prodotti più comuni della laminazione sono:

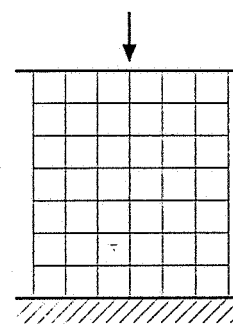
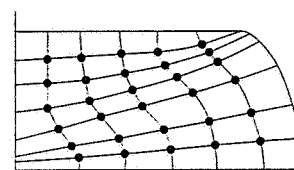
- i *blumi*, prodotti di sezione quadrata con lato di dimensioni superiori a 130 mm;
- le *billette*, prodotti di sezione quadrata con lato di dimensioni inferiori a 130 mm e superiori a 40 mm;
- le *bramme*, prodotti di sezioni rettangolare con spessore maggiore di un quarto della larghezza e lato minore di almeno 100 mm;
- gli *slebi*, prodotti di forma piatta di varia sezione non rientrante nelle classi precedenti;
- i *profilati* (nomenclatura impropria) con le caratteristiche forme a L, a T, a doppio T, a U, ecc., tipici delle costruzioni in carpenteria, con lunghezza commerciale di circa 6 metri;
- le *barre*, prodotti con sezione quadrata, circolare, esagonale, rettangolare, ecc. e lunghezza commerciale di circa 6 metri;
- le *lamiere*, prodotte in una vasta gamma di spessori;
- la *vergella*, cioè il tondino con sezione circolare normalmente fornito in rotoli.

Le operazioni di laminazione su acciaio sono di norma effettuate a caldo, ad eccezione della laminazione di lamiere con spessore inferiore a 1 mm, fatta a freddo per motivi che saranno di seguito esposti.

La figura 5-15 riporta lo schema semplificato di un laminatoio e alcune sue configurazioni tipiche.

L'operazione di laminazione trasforma la struttura cristallina disomogenea dei lingotti o dei prodotti di colata continua in una struttura con grani allungati («fibrosità»), a seconda del grado di ricristallizzazione ottenuto.

5-4-2 Analisi del processo di laminazione

Il processo di laminazione è schematizzato nella sua forma più semplice nella figura 5-16. Un pezzo di sezione rettangolare viene trascinato tra due cilindri laminatori che ruotano in senso opposto, subendo uno schiacciamento, un allungamento e un allargamento; si suppone, per il momento, di trascurare l'effetto di allargamento, peraltro assente nella laminazione di molti prodotti in quanto impedito dalla particolare configurazione dei cilindri laminatori.

ISBN 88-408-1028-5

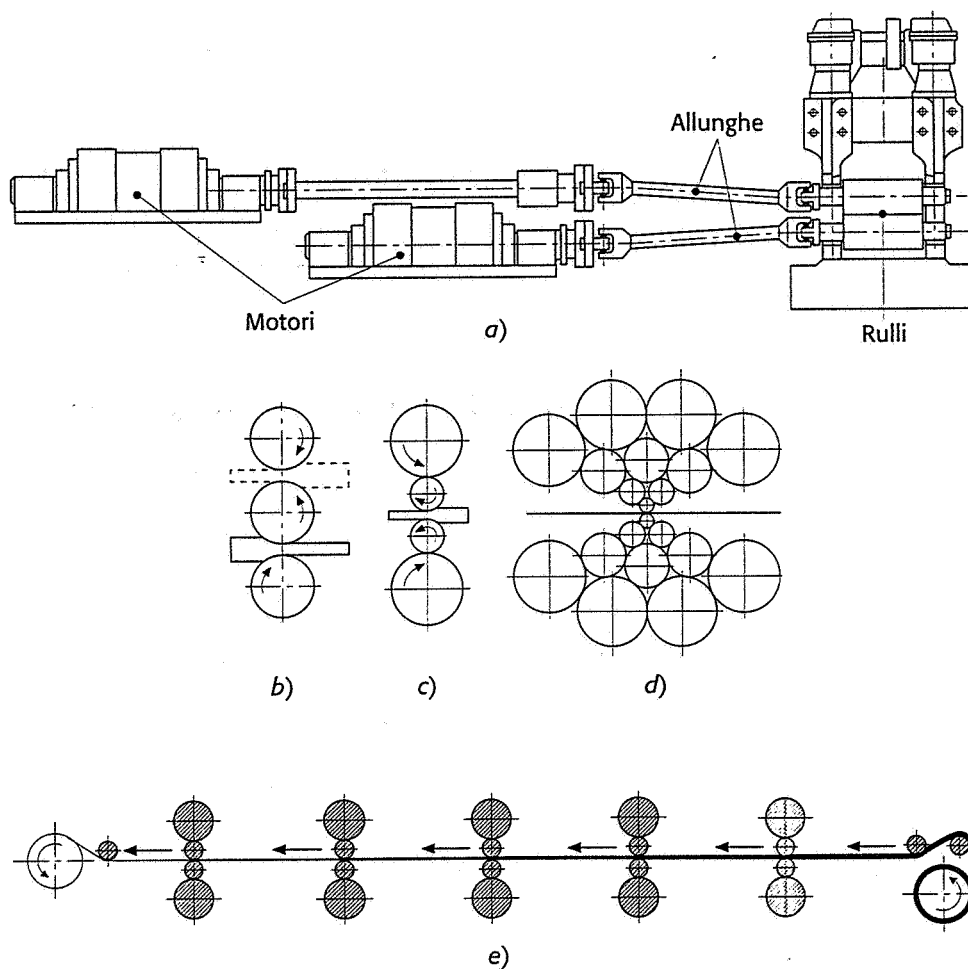



Fig. 5-15 Schema semplificato di un laminatoio *a*). Configurazioni tipiche di laminatoi: *b*) trio; *c*) quarto; *d*) laminatoio per lamiere sottili; e) treno di laminazione.

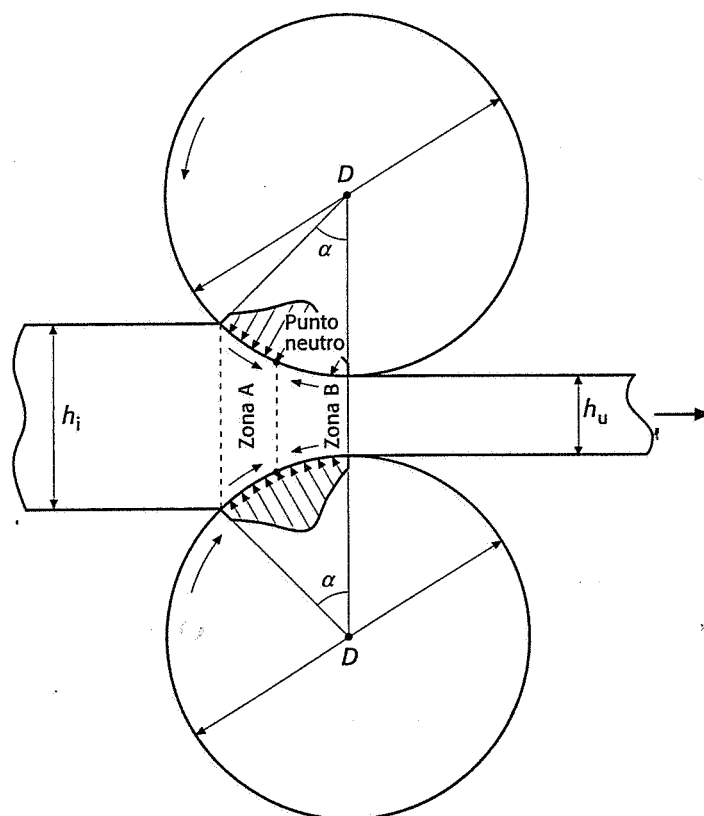



Fig. 5-16 Schematizzazione del processo di laminazione e andamento della pressione di contatto tra cilindro laminatore e pezzo.

Per il principio di costanza della portata, la velocità media in una sezione del materiale laminato aumenta dalla zona di ingresso a quella di uscita, in quanto la sezione diminuisce. La figura 5-17 riporta l'andamento qualitativo di tali velocità; la curva 1 (teorica) mostra che la velocità del materiale coincide con quella periferica del rullo in un punto detto *neutro*. La curva 2 (più vicina alla realtà del processo) mostra che la zona di contatto può essere considerata suddivisa in tre zone; la zona centrale, intorno al punto neutro, nella quale il materiale aderisce al rullo e ne acquista la velocità periferica, e due zone di slittamento, a sinistra e a destra della zona centrale, nelle quali le forze di attrito sono dirette in senso opposto, come in figura 5-16. Nella figura 5-17 è anche illustrato l'effetto di tali forze sul profilo di velocità delle varie sezioni del materiale. Perché la laminazione possa avvenire, le forze di attrito a sinistra della zona centrale devono predominare su quelle a destra.

La distribuzione teorica delle pressioni sull'arco di contatto può essere studiata applicando il metodo dello *slab analysis* al materiale in deformazione, separatamente per la zona A precedente il punto neutro e per la zona B seguente il punto neutro. Le forze agenti sugli elementi infinitesimi delle due zone, di spessore dx, sono illustrate in figura 5-18. Imponendo l'equilibrio lungo l'asse di laminazione, si ottengono le due seguenti equazioni differenziali:

$$h \cdot d\sigma_x + \sigma_x \cdot dh + 2p \cdot dx \cdot \mathrm{tg}\alpha - 2\mu \cdot p \cdot dx = 0 \qquad \text{(zona A)}$$
$$h \cdot d\sigma_x + \sigma_x \cdot dh + 2p \cdot dx \cdot \mathrm{tg}\alpha + 2\mu \cdot p \cdot dx = 0 \qquad \text{(zona B)}$$

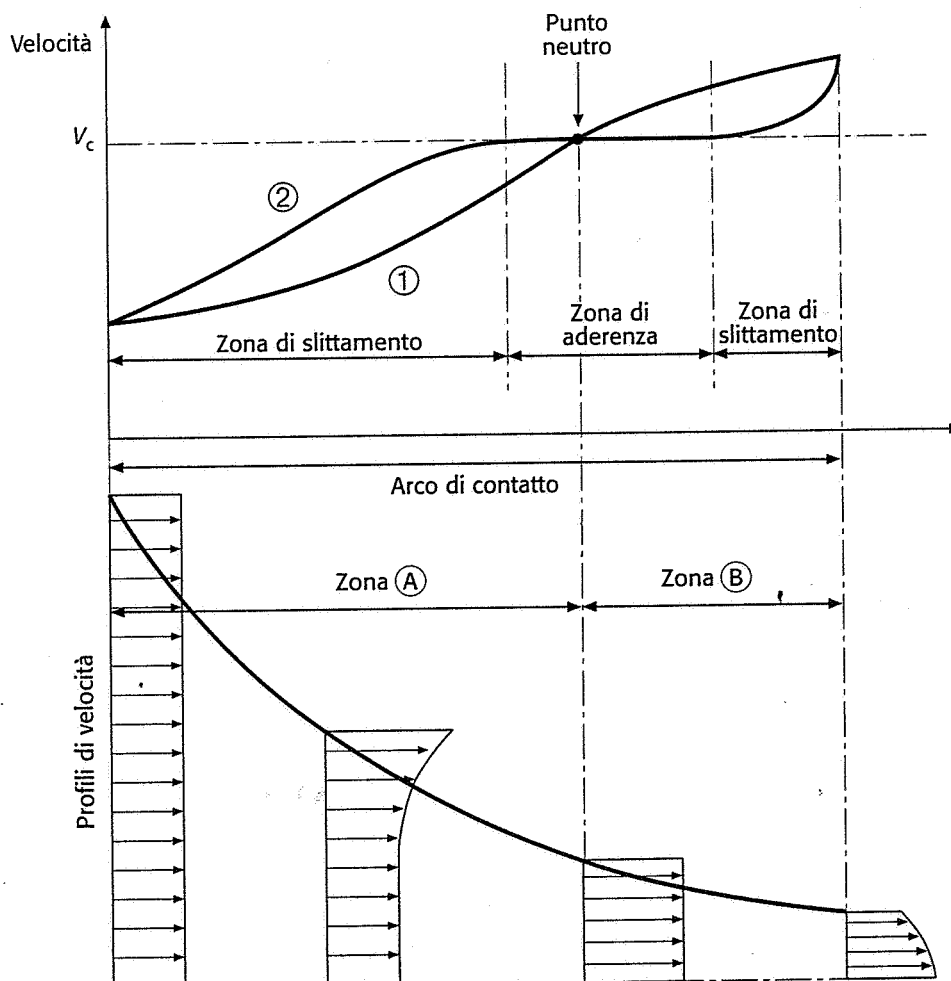



Fig. 5-17 Andamento qualitativo della velocità media del materiale laminato e diagrammi delle velocità in ogni sezione.

ISBN 88-408-1026-5

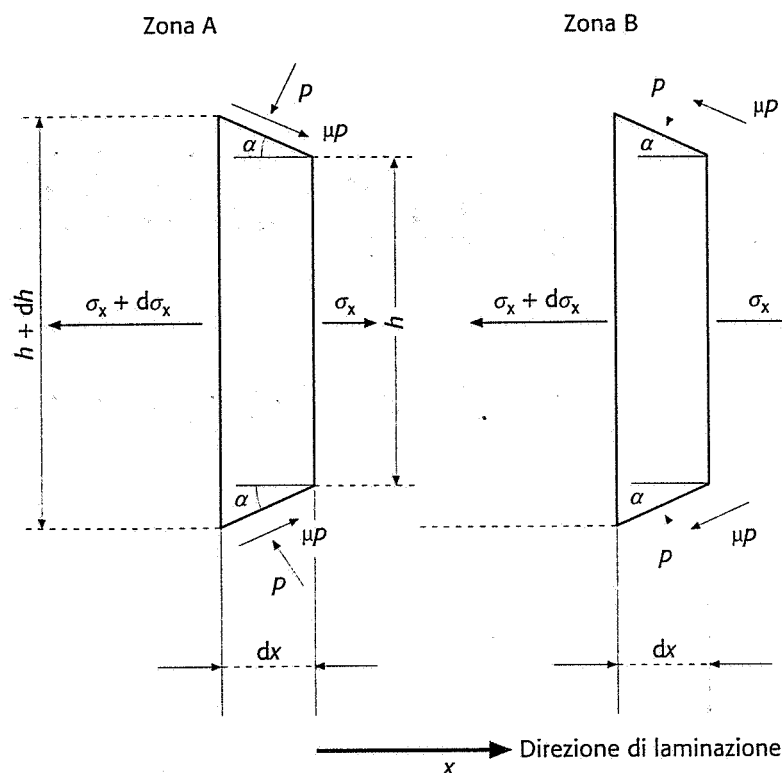



Fig. 5-18 Schematizzazione del processo di laminazione col metodo *slab-analysis*.

Assumendo le seguenti ipotesi semplificative:

- deformazione piana e omogenea;
- coefficiente di attrito costante;
- arco di contatto circolare e di raggio costante;
- punto neutro interno all'arco di contatto;
- deformazione elastica dei cilindri trascurabile;

le due equazioni possono essere integrate fornendo le seguenti soluzioni

$$p = c \cdot \frac{h}{h_i} \cdot e^{\mu (H_0 - H)} \qquad \text{(zona A)} \qquad (5\text{-}31)$$

$$p = c \cdot \frac{h}{h_u} \cdot e^{\mu H} \qquad \text{(zona B)} \qquad (5\text{-}32)$$

$$\text{con } H = 2\sqrt{\frac{R}{h_u}} \cdot tg^{-1}\left(\sqrt{\frac{R}{h_u}} \cdot \phi\right)$$

dove h_i e h_u sono lo spessore del pezzo prima e dopo la laminazione, c è una costante legata al *flow stress* del materiale, H_0 è il valore di H per $\phi = \alpha$, ϕ è la posizione angolare lungo l'arco di contatto ($0 \leq \phi \leq \alpha$), R è il raggio dei cilindri laminatori.

Gli andamenti teorici così calcolati delle pressioni di contatto sono riportati graficamente nella figura 5-19 per diversi valori del coefficiente di attrito e della riduzione di spessore. In particolare si osserva che:

- il punto neutro, in corrispondenza del quale si ha il massimo della pressione, si sposta verso la zona di uscita al diminuire del coefficiente di attrito e al diminuire della riduzione di spessore;

ISBN 88-408-1028-5

- il valore massimo della pressione aumenta con l'aumentare del coefficiente di attrito e della riduzione di spessore;
- l'andamento delle pressioni misurato sperimentalmente risulta rappresentato da una curva ad andamento più arrotondato (linea tratteggiata in figura 5-19).

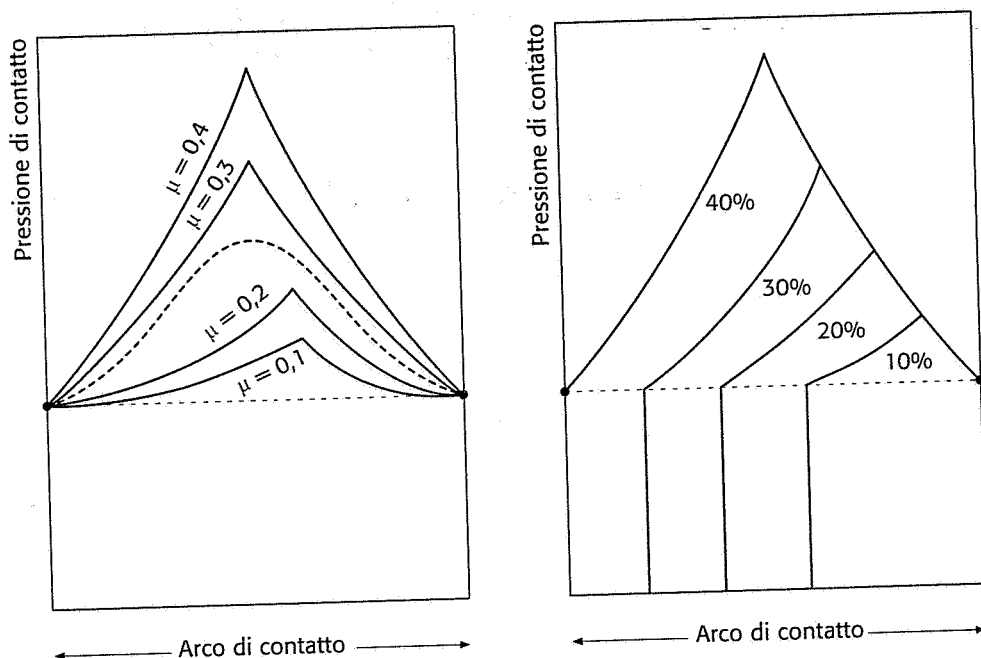



Fig. 5-19 Andamenti teorici della pressione di contatto tra cilindro e pezzo per diversi valori del coefficiente di attrito μ e della riduzione dello spessore.

Per calcoli di prima approssimazione si può valutare la forza totale di laminazione con la seguente relazione:

$$F = L \cdot b \cdot p_m \tag{5-33}$$

dove L è la lunghezza dell'arco di contatto, calcolabile, approssimandolo con la corda, con la relazione

$$L = \sqrt{R \cdot \Delta h} \tag{5-34}$$

dove R è il raggio del cilindro laminatore, Δh è la riduzione di spessore del laminato, b la larghezza media del prodotto laminato.

Il valore della pressione media p_m può essere valutato, in prima approssimazione, con la formula

$$p_m = (h_m/\mu L) \cdot e^{\frac{\mu L}{h_m}} - 1 \tag{5-35}$$

ricavabile col metodo dello *slab analysis* applicato alla zona di deformazione, approssimata come un parallelepipedo di altezza $h_m = (h_i + h_u)/2$ e base uguale a L (fig. 5-20).

Esistono molte altre formule sperimentali per la valutazione della pressione media p_m tra le quali la seguente (Ekelund)

$$p_m = \left[1 + \frac{1{,}6\mu \cdot L - 1{,}2 \cdot \Delta h}{h_i + h_u}\right] \cdot \left[\sigma_f + \frac{2 \cdot \eta \cdot v \cdot \sqrt{\frac{\Delta h}{R}}}{h_i + h_u}\right] \tag{5-36}$$

dove σ_f è il *flow stress* del materiale in N/mm², $\eta = 0{,}1\ (14 - 0{,}01\ t)$,

ISBN 88-408-1028-

espresso in Ns/mm², essendo t la temperatura di laminazione in °C, V è la velocità periferica dei cilindri in m/s.

Per quanto sopra visto sull'andamento delle pressioni di contatto si può supporre, in prima approssimazione, che la forza F agisca in corrispondenza della metà dell'arco di contatto e che sia perpendicolare alla direzione di laminazione, dato il piccolo valore di α (fig. 5-20); ne segue che la coppia T e la potenza Q di laminazione sono espresse dalle seguenti relazioni

$$T = F \cdot \frac{L}{2} \qquad\qquad Q = T \cdot \omega \qquad\qquad (5\text{-}37)$$

dove ω è la velocità angolare del cilindro laminatore.

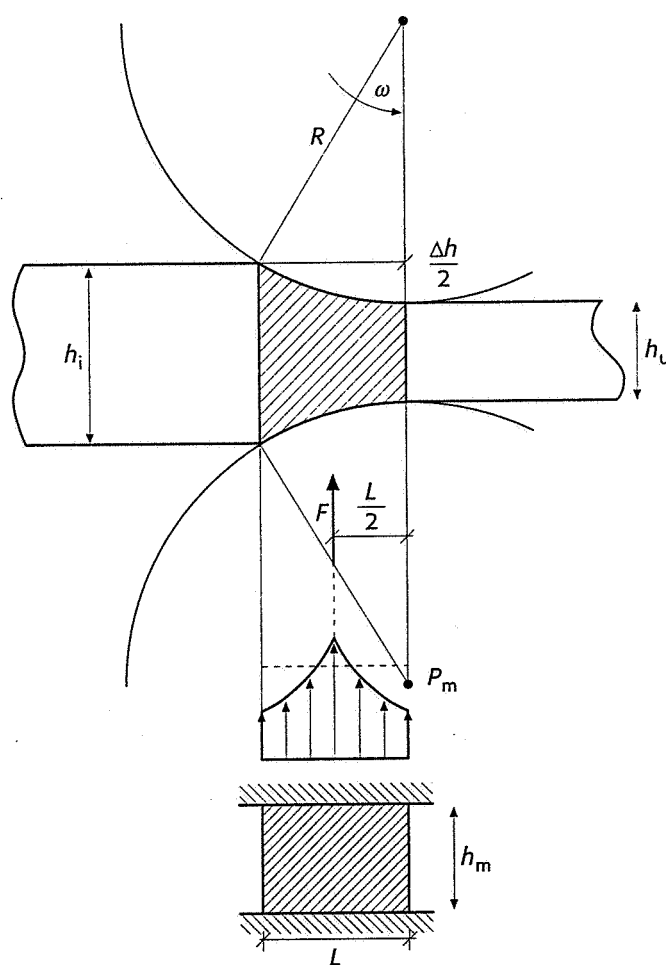



Fig. 5-20 Metodo semplificato per il calcolo della pressione media di contatto p_m e per il calcolo della coppia di laminazione.

5-4-3 Le condizioni di imbocco e di trascinamento

È interessante studiare in quali condizioni il prodotto da laminare può entrare nel laminatoio ed essere trascinato (condizione di imbocco e di trascinamento). Con riferimento alla figura 5-21*a*, che si riferisce alla situazione di imbocco, si può considerare la forza del cilindro sul prodotto da laminare decomposta nelle sue componenti normale F_N e tangenziale F_T; decomponendo ulteriormente tali forze secondo la direzione di laminazione e secondo quella ad essa perpendicolare, si può esprimere la *condizione di imbocco* con la relazione

$$F_{T_0} > F_{N_0} \qquad (5\text{-}38)$$

e, sviluppando in base alla figura, si ottiene:

$$F_{N_0} = F_N \cdot \text{sen}\alpha \qquad F_{T_0} = F_T \cos\alpha \qquad F_T = F_N \cdot \mu$$

$$F_N \cdot \mu \cdot \cos\alpha > F_N \,\text{sen}\alpha \qquad \mu > \text{tg}\alpha$$

$$\mu = \text{tg}\rho \qquad \text{quindi} \qquad \rho > \alpha \qquad (5\text{-}39)$$

cioè l'*angolo di attrito deve essere superiore all'angolo di attacco.* Con le seguenti elaborazioni

$$\mu > \text{tg}\alpha \qquad \text{tg}\alpha \cong \alpha \cong \sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \qquad \mu > \sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \qquad \Delta h < \mu^2 \cdot R \qquad (5\text{-}28)$$

si osserva anche che la riduzione massima di spessore dipende dal coefficiente di attrito e dal diametro del cilindro laminatore. Il coefficiente di attrito dipende da numerosi fattori. Il suo valore approssimato può essere valutato con le formule di Geleji

- Cilindri di acciaio torniti $\mu = 1.05 - 0.0005 \cdot t - 0.056 \cdot v$
- Cilindri di ghisa torniti $\mu = 0.94 - 0.0005 \cdot t - 0.056 \cdot v$
- Cilindri di acciaio rettif. $\mu = 0.82 - 0.0005 \cdot t - 0.056 \cdot v$
- Cilindri di ghisa rettif. $\mu = 0.81 - 0.0005 \cdot t - 0.056 \cdot v$

(5-41)

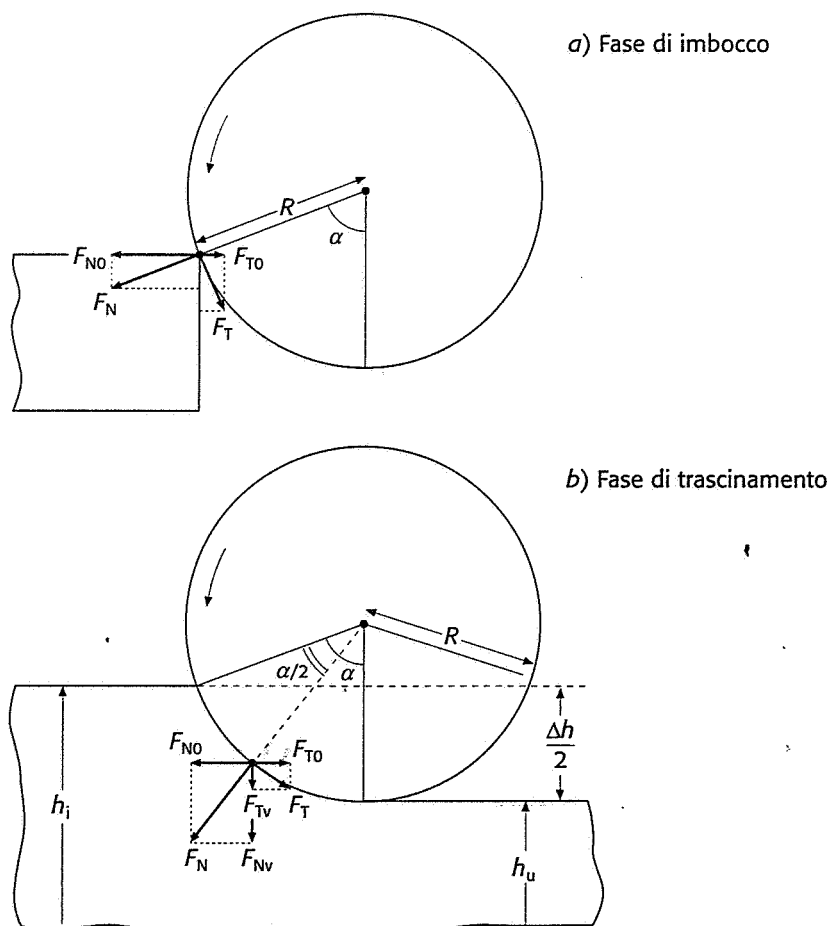



Fig. 5-21 Forze tra rullo laminatore e pezzo nelle fasi di imbocco e di trascinamento.

ISBN 88-408-102

dove t è la temperatura di laminazione in gradi centigradi, v è la velocità periferica dei cilindri laminatori in m/s. È opportuno notare che, durante le prime operazioni di laminazione del lingotto, si realizzano incisioni di trascinamento sulla periferia dei cilindri per migliorare le condizioni di presa e ottenere maggiori riduzioni di spessore per ogni passata.

Con considerazioni analoghe si può ricavare la *condizione di trascinamento*; supponendo infatti che la risultante delle pressioni di contatto si trovi a metà dell'arco di contatto (fig. 5-21*b*), secondo quanto prima dimostrato, si trova la relazione

$$\mu > \text{tg}\,\frac{\alpha}{2} \qquad (5\text{-}42)$$

dal che si deduce che la condizione di imbocco è più restrittiva di quella di trascinamento.

5-4-4 Laminazione delle lamiere sottili

Nel caso di laminazione a freddo, quale quella effettuata nella laminazione delle lamiere sottili, occorre tener presente che esiste uno spessore minimo al di sotto del quale non è possibile proseguire la laminazione. Infatti, dalle considerazioni iniziali sull'espressione della pressione di contatto, si vede che, a parità di altri fattori, una diminuzione dello spessore laminato provoca un aumento della pressione di contatto e quindi del carico sui cilindri laminatori; ne consegue che al di sotto di un certo spessore minimo la deformazione elastica dei cilindri (con aumento del raggio di curvatura) prevale sulla deformazione plastica del materiale in lavorazione. In pratica si è visto che questo spessore minimo è proporzionale al *coefficiente di attrito*, al *diametro* dei cilindri, al *flow stress* del materiale. Di conseguenza, nella laminazione a freddo delle lamiere sottili, per poter laminare spessori sempre più piccoli, il coefficiente di attrito deve essere *basso* (cilindri con ottima finitura superficiale e abbondante lubrificazione), il materiale deve essere allo stato *ricotto*, il diametro dei cilindri *piccolo*. Quest'ultima condizione impone di usare laminatoi complessi nei quali i carichi flessionali dei cilindri laminatori vengono assorbiti da cilindri di appoggio, onde garantire buone tolleranze sullo spessore della lamiera (fig. 5-15d). Inoltre (ricordando la condizione di trascinamento) i valori bassi del coefficiente di attrito e del diametro dei cilindri impediscono grandi riduzioni di spessore e obbligano quindi a effettuare più passaggi in laminatoi successivi (gabbie di laminazione, fig. 5-15e).

5-4-5 Allargamento del laminato

L'allargamento che un prodotto subisce durante l'operazione di laminazione è funzione di molti fattori tra cui la temperatura e la velocità di laminazione, il coefficiente di attrito, la riduzione di spessore, la larghezza del laminato. Attualmente non è disponibile una teoria matematica che possa tener conto dell'influenza di questi fattori, ma esistono formule empiriche utilizzabili per i normali calcoli necessari allo studio di un procedimento di laminazione. Tra queste si riporta una delle più semplici, cioè quella di Sedlaczeck

$$b_2 = b_1 + \frac{\Delta h}{6}\sqrt{\frac{R}{h_i}} \qquad (5\text{-}43)$$

dove b_1 e b_2 sono le larghezze del laminato prima e dopo la laminazione, Δh è la riduzione di spessore, R il raggio dei cilindri laminatori, h_i lo spessore prima della laminazione.

5-4-6 La «calibratura»

Con il termine *calibratura* si intende lo studio delle sezioni delle incisioni sui cilindri (dette appunto *calibri*), necessarie a realizzare le varie forme dei prodotti laminati e la loro corretta progressione durante il ciclo di laminazione. Normalmente si dispone della sezione iniziale e di quella finale e dei dati relativi all'impianto disponibile. Si tratta di determinare, in funzione dei coefficienti di riduzione, dell'allargamento, delle condizioni di trascinamento e del tipo di profilo, il numero di passaggi necessari per ottenere il profilo finale nei limiti delle tolleranze dimensionali imposte, con la superficie esente da difetti, ottimizzando al contempo la produzione dell'impianto e limitando l'usura dei cilindri. Tale studio si basa su regole sperimentali, che così possono essere sintetizzate:

- orientare il profilo in modo da occupare la minima altezza radiale; in questo modo si evitano incisioni troppo profonde, che provocano indebolimenti della sezione resistente del cilindro ed eccessive differenze di velocità periferica;
- il profilo dell'incisione deve essere dotato di opportuna spoglia per facilitare l'uscita del laminato e dimensionato con una maggiorazione che tenga conto del ritiro che il laminato subisce raffreddandosi;
- i calibri vanno disposti con il baricentro sulla linea di laminazione, cioè su una linea parallela agli assi dei cilindri e ad essi equidistante, in modo da ripartire in ugual misura sui due cilindri le forze di laminazione;
- le forme delle sezioni devono garantire un libero flusso del metallo nello spazio tra i due cilindri;
- le riduzioni dimensionali in alcune parti di profili complessi devono essere tali da ridurre al minimo il flusso del materiale da una zona all'altra;
- tenere conto dell'allargamento: una riduzione eccessiva provoca grande allargamento e conseguente usura del calibro;
- ottimizzare il numero di passaggi: se troppo grande, diminuisce la produttività dell'impianto, se troppo piccolo, si ha usura eccessiva e possibilità di difetti.

Le forme dei calibri necessari per ottenere le sezioni più semplici sono indicate nella figura 5-22 insieme con le più comuni sequenze di riduzione, cioè le successioni di calibri più indicate per ottenere riduzioni di sezione senza importanti variazioni di forma.

I principi su cui si basa il calcolo del numero di passaggi e il dimensionamento di ogni calibro sono i seguenti.

Detti l_1, e A_1, l_0 e A_0 le lunghezze e le sezioni del laminato dopo e prima della laminazione, λ_m, il valore dell'allungamento medio, λ_t, quello dell'allungamento totale, λ_i i valori degli allungamenti nei vari passaggi, si ha:

ISBN 88-408-1028-5

$$A_0 = A_1 \cdot \lambda_1$$

$$A_1 = A_2 \cdot \lambda_2$$

....

....

$$A_{n-1} = A_n \lambda_n$$

cioè

$$A_{n-1} = A_n \cdot \lambda_n$$

$$A_{n-2} = A_n \cdot \lambda_n \cdot \lambda_{n-1}$$

....

....

$$A_0 = A_n \cdot \lambda_n \cdot \lambda_{n-1} \ldots\ldots \lambda_2 \cdot \lambda_1$$

$$\frac{A_0}{A_n} = \lambda_1 \cdot \lambda_2 \ldots\ldots \lambda_n = \lambda_t$$

$$(\lambda_m)^n = \lambda_t = \frac{A_0}{A_n}$$

$$\lambda_m = \sqrt[n]{\frac{A_0}{A_n}} = \sqrt[n]{\lambda_t} \qquad \text{quindi} \qquad (5\text{-}44)$$

$$n = \frac{\ln A_0 - \ln A_n}{\ln \lambda_m} = \frac{\ln \lambda_t}{\ln \lambda_m} \qquad (5\text{-}45)$$

I valori di λ_m variano normalmente nel campo 1,25-1,8.

In pratica il valore di λ_i non è costante, ma diminuisce con il progredire della laminazione in quanto all'inizio il materiale può essere deformato con forze minori, data la sua temperatura più alta. Distribuiti secondo questo criterio i diversi valori dell'allungamento sui vari calibri, è possibile determinare il dimensionamento degli stessi, nell' ambito delle sequenze scelte in funzione del tipo di prodotto, effettuando nel contempo vari controlli tra cui il corretto riempimento della sezione tenendo conto dell'allargamento, le condizioni di trascinamento, il carico flessionale e torsionale sui cilindri. Gli stessi concetti si applicano al caso di laminazione di profili complessi, utilizzando metodi la cui descrizione esula dagli scopi di questo testo. Un esempio di sequenza di riduzione per profilo a U è riportato in figura 5-23.

5-4-7 Tecniche di laminazione speciali

I più importanti laminatoi speciali sono quelli destinati alla produzione di tubi senza saldatura. Tra i vari, il più noto è il laminatoio Mannesmann o obliquo. Esso consta (fig. 5-24) di due cilindri a forma di

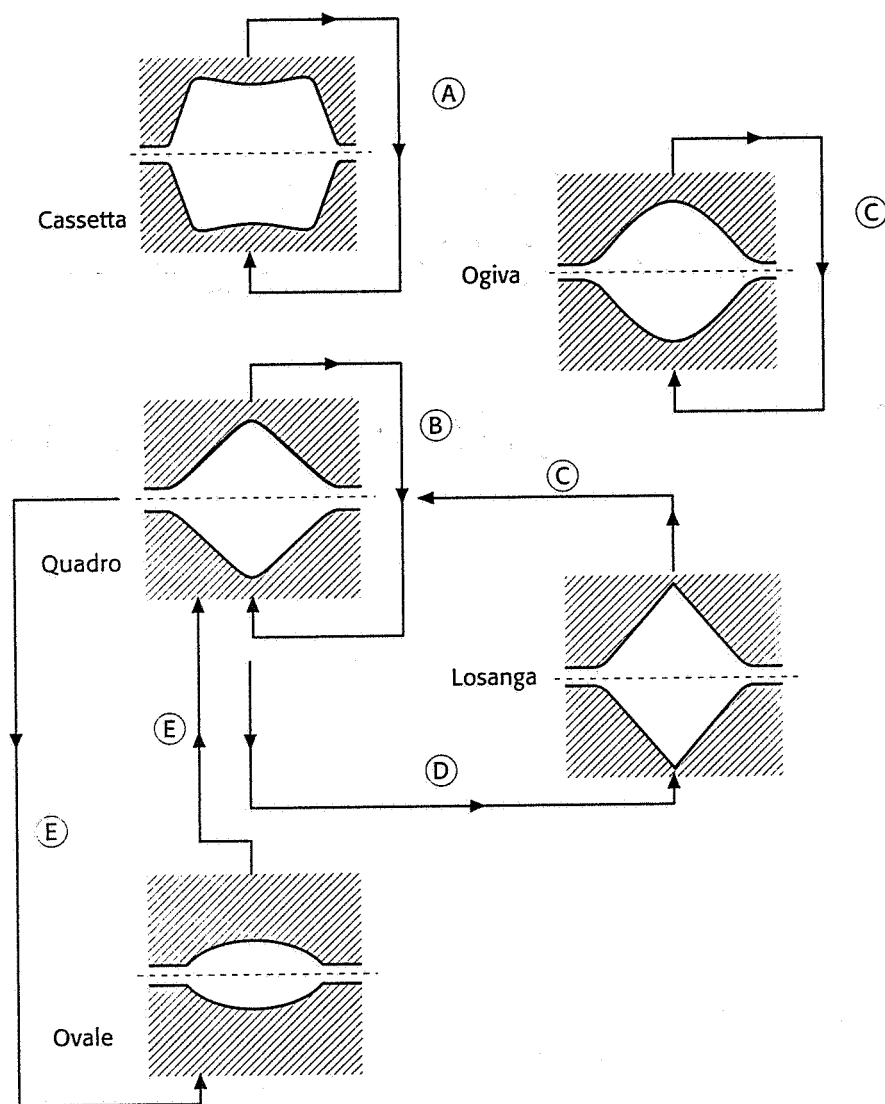



Fig. 5-22 Forme tipiche di calibri usati per laminazione di prodotti non di forma e principali sequenze di riduzione.
A = cassetta-cassetta
B = quadro-quadro
C = ogiva-ogiva
D = quadro-losanga-quadro
E = quadro-ovale-quadro

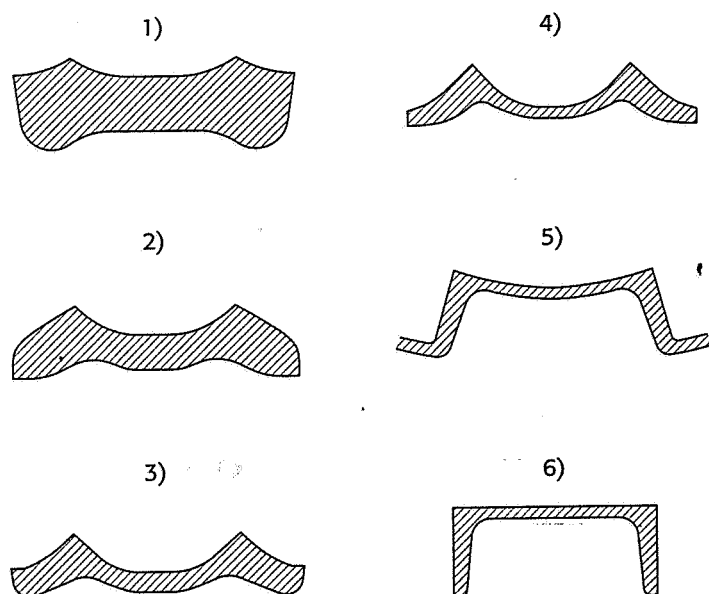



Fig. 5-23 Esempio di sequenza di riduzione per un profilo a U.

ISBN 88-408-1028-5

botte con assi sghembi e ruotanti nello stesso senso. Il massello di partenza imbocca lo spazio tra i cilindri dove subisce, oltre l'azione di rotazione, un'azione di compressione lungo le superfici coniche dei cilindri e un allungamento. L'andamento delle tensioni interne è tale che, nella parte centrale, il valore della tensione di trazione è massimo, mentre quello della tensione di compressione è minimo. Si creano così le condizioni per la formazione di un foro. Una spina a ogiva posizionata tra i rulli, regolarizza il foro, definendone il diametro.

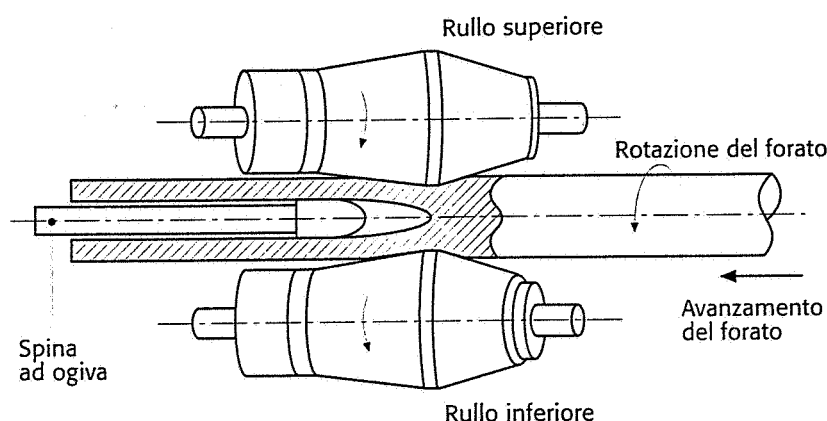



Fig. 5-24 Principio di funzionamento del laminatoio obliquo.

Il prodotto così ottenuto si chiama *forato* e, per essere trasformato in tubo commerciale, necessita ancora di una riduzione di spessore e di un ulteriore allungamento. Ciò avviene in vari modi, per esempio in un successivo laminatoio, detto *a passo di pellegrino*. Come indicato nella figura 5-25, tale laminatoio consta di due cilindri ad assi paralleli controrotanti, il cui profilo semicircolare varia radialmente: in tal modo la luce di passaggio tra i due cilindri varia ciclicamente da un diametro massimo (poco maggiore di quello del forato) a uno minimo (pari al diametro esterno del tubo desiderato). Nel forato da laminare viene inserito un *mandrino*, di diametro pari al diametro interno del tubo desiderato, che viene fatto avanzare nella luce tra i due cilindri. Durante la lavorazione, come risulta dalla figura 5-25, il tubo viene fatto avanzare e retrocedere alternativamente, oltre che ruotare in modo intermittente intorno al proprio asse.

5-4-8 Uso di tecniche CAE nella laminazione

Il progetto delle sezioni dei vari passaggi necessari per ottenere il laminatoio finale è ormai basato sull'esperienza e i dati principali, come quelli riportati in precedenza, sono ben noti per le sezioni dei laminati commerciali più comuni. I metodi empirici largamente usati nel settore della laminazione vengono oggi efficacemente sostituiti dalle moderne tecniche CAE soprattutto per i profili complessi o di nuova produzione. Tali tecniche, utilizzando anche data-base tecnologici sperimentali, permettono all'utilizzatore lo svolgimento interattivo di valutazioni, calcoli e simulazioni rapide relative al progetto dei vari «calibri» (fase CAD), nonché l'ottenimento quasi completamente automatico dei programmi per la tornitura a controllo numerico dei cilindri laminatori (fase CAM).

L'esempio che qui viene riportato è particolarmente interessante e riguarda la produzione per laminazione di palette di turbina. Uno dei fattori più importanti nello studio della sequenza dei calibri, è l'espan-

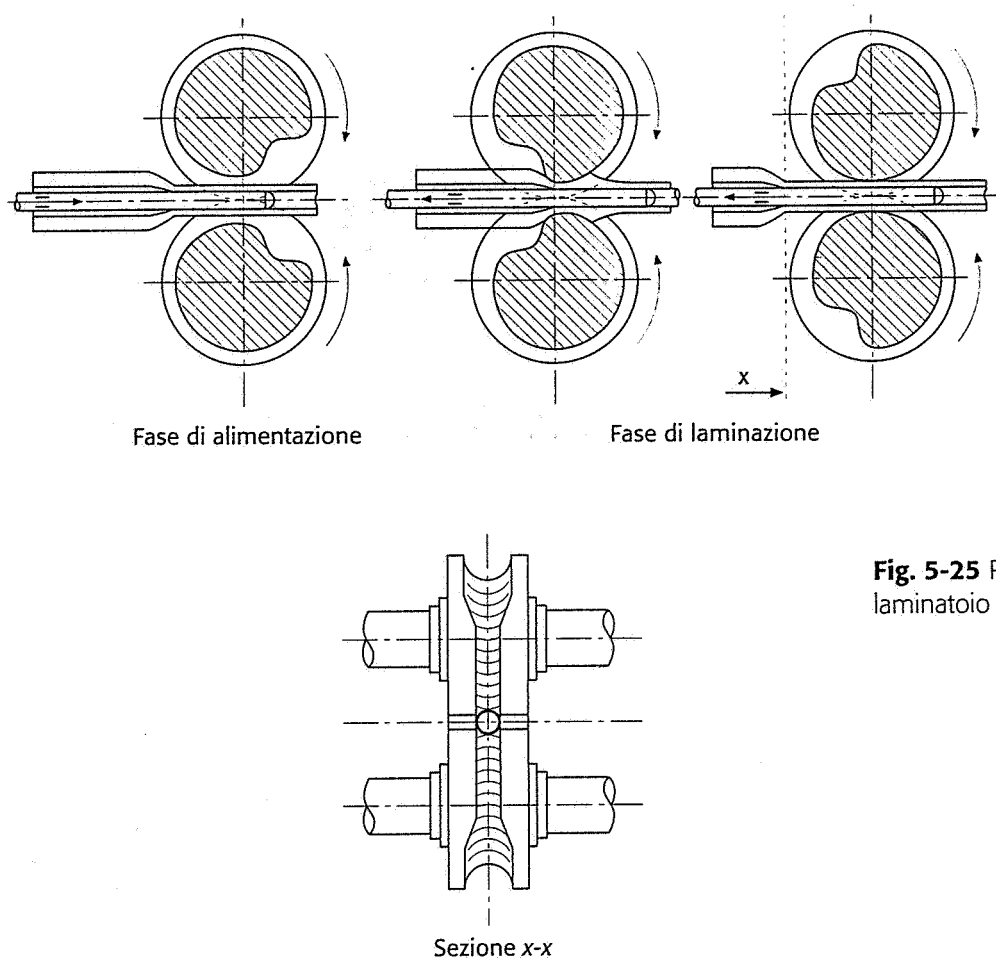



Fig. 5-25 Principio di funzionamento del laminatoio a passo di pellegrino.

sione laterale del laminato, che è influenzata da molti parametri quali geometria della sezione, attrito, temperatura, microstruttura, tensioni: essendo impossibile una valutazione teorica per profili complessi, l'unica strada percorribile è quella di ricavare dati sperimentali e ricavarne un data base collegato al sistema CAE.

La figura 5-26 riporta schematicamente le principali funzioni svolte dal sistema descritto. Per ogni forma corrispondente a un passaggio di laminazione il programma calcola la deformazione nei vari punti del profilo e la visualizza sullo schermo del terminale, permettendo così di apportare eventuali modifiche, se la deformazione in qualche zona risulta eccessiva. Viene anche visualizzata la linea neutra, con possibilità di un suo spostamento mediante il cursore. Viene anche calcolata l'espansione laterale sulla base dei dati sperimentali di cui sopra. A questo punto il programma calcola automaticamente i principali parametri del processo di laminazione, conoscendo evidentemente le caratteristiche del materiale e la geometria della sezione: la riduzione di spessore, l'allungamento, le tensioni e le deformazioni nei vari punti, l'area della sezione, le forze e le coppie di laminazione, la deformazione dei cilindri laminatori.

La distribuzione delle tensioni e delle deformazioni viene calcolata col metodo *slab analysis*, particolarmente rapido per applicazioni interattive. Si può anche controllare i risultati della valutazione numerica e decidere se passare al calibro successivo o modificare la forma di quello esaminato.

Nell'archivio tecnologico sono presenti anche i dati relativi a profili simili, precedentemente lavorati nella ditta, dai quali l'utilizzatore

ISBN 88-408-1028-5

ricava il numero di passaggi ritenuto necessario per la laminazione completa della sezione studiata.

Delle dimensioni iniziali della barra di partenza, di solito rettangolare, l'altezza è fissata interattivamente purché al di sopra di un minimo, funzione del profilo, mentre la larghezza viene calcolata dal programma sulla base dell'espansione laterale calcolata nei vari passaggi.

La parte CAM del programma consiste nella generazione semiautomatica dei *part program* per la tornitura a controllo numerico dei cilindri laminatori; quest'integrazione è possibile in quanto la geometria dei vari profili corrispondenti ai calibri è memorizzata nel sistema come conseguenza dei calcoli prima detti.

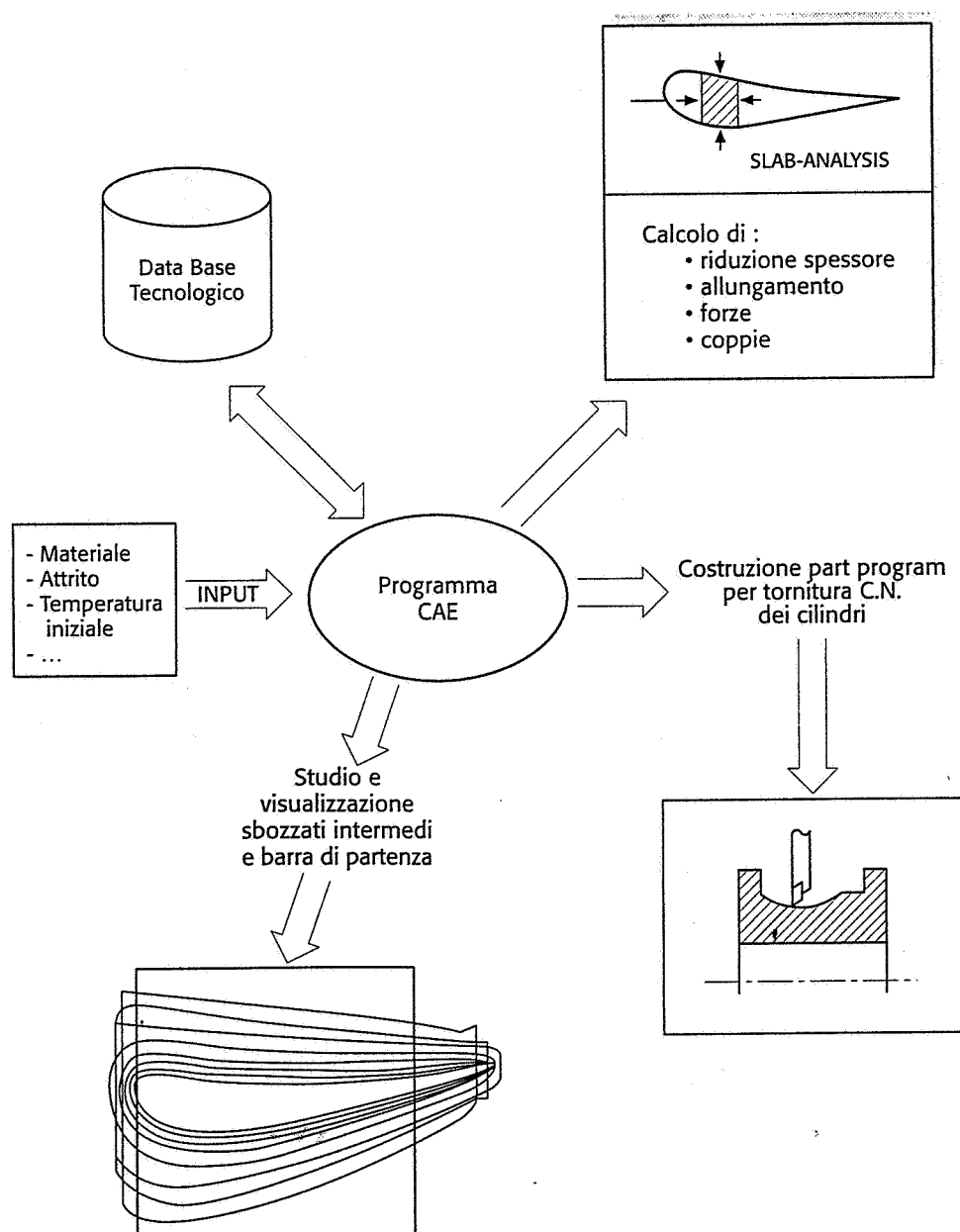



Fig. 5-26 Principali funzioni svolte da un sistema CAE per operazioni di laminazione.

ISBN 88-408-1028-5

5-5 La fucinatura e lo stampaggio

5-5-1 *Generalità*

Lo stampaggio e la fucinatura fanno parte del gruppo di procedimenti per produzione di greggi metallici aventi in comune il fatto che il materiale è deformato plasticamente, onde variarne la forma iniziale, mediante applicazione di forze esterne di compressione su apposite macchine dette *presse* e *magli*; tra questi procedimenti lo stampaggio è di gran lunga il più importante, per la varietà di geometrie dei pezzi che si possono ottenere, come alberi a gomito per motori, dischi di turbina, ruote dentate e una grande varietà di componenti tipici.

5-5-2 *I magli e le presse*

Le lavorazioni di fucinatura e di stampaggio sono effettuate su macchine che prendono il nome di *magli* e *presse*. In tali macchine un organo *mobile* è in grado di esercitare sul pezzo, disposto sulla parte *fissa*, la forza necessaria alla sua deformazione.

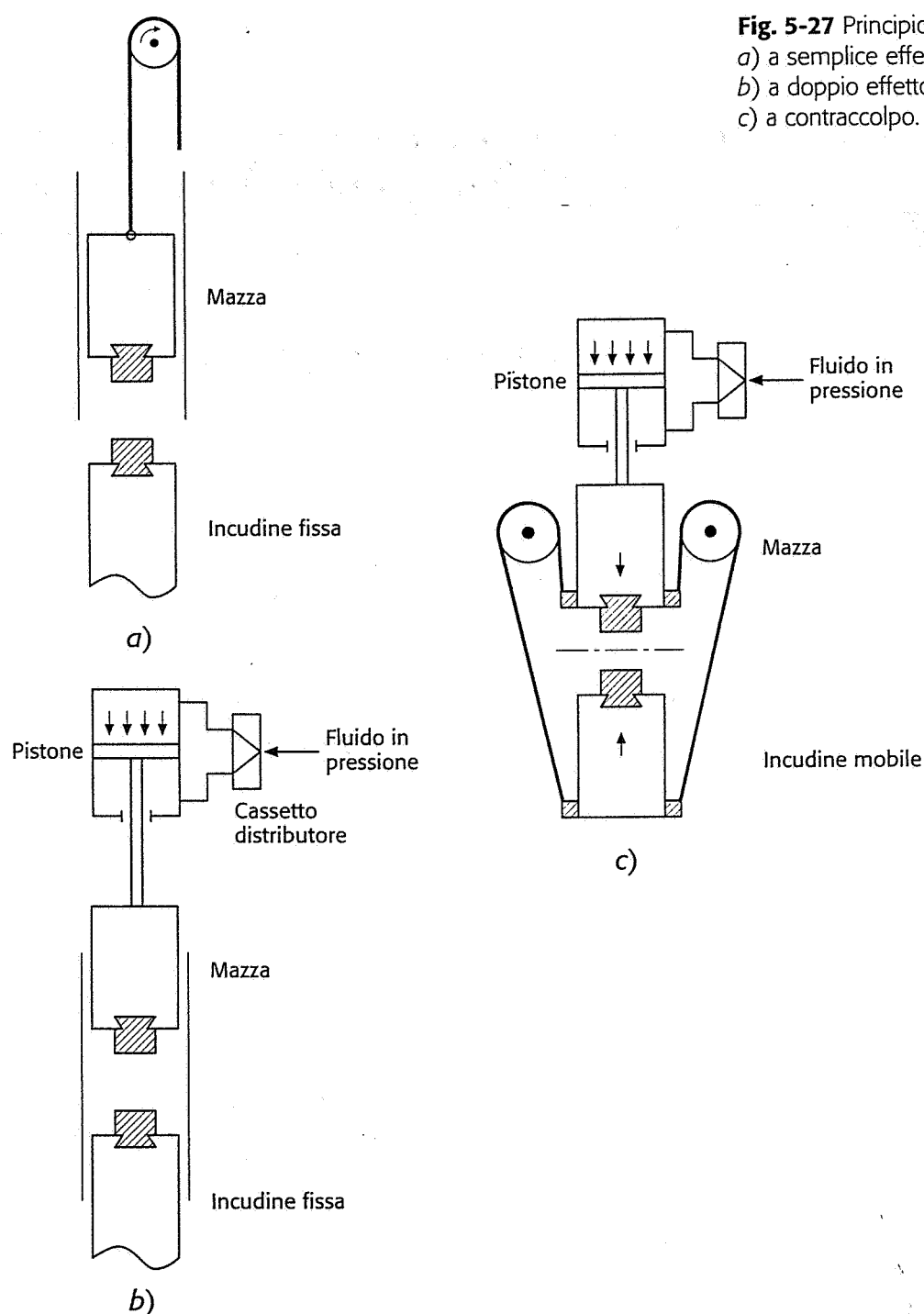
Le caratteristiche tecniche più importanti di tali macchine sono le seguenti:

- *Energia disponibile* (in N · m o joule): energia fornita dalla macchina, durante la corsa dell'organo mobile, per svolgere il lavoro di deformazione.
- *Forza disponibile* (in N o t): forza che l'organo mobile può esercitare sul materiale in deformazione.
- *Rendimento*: rapporto tra l'energia disponibile e quella fornita alla macchina. Esso tiene conto delle perdite nel motore elettrico, degli attriti negli organi mobili, delle deformazioni elastiche della macchina.
- *Numero di colpi al minuto* (o *potenzialità*): determina la produttività della macchina.
- *Tempo di contatto sotto carico*: è importante nelle lavorazioni a caldo a causa della trasmissione del calore tra il pezzo e lo stampo (trasmissione maggiore quando il pezzo è sotto carico). Un aumento di questo tempo fa aumentare l'usura dello stampo e il conseguente maggior raffreddamento del pezzo provoca un aumento della forza richiesta per la deformazione.
- *Velocità sotto carico*: velocità dell'organo mobile durante l'applicazione del carico di deformazione. Questo parametro influenza il tempo di contatto sopra descritto e la velocità di deformazione (e di conseguenza la forza e l'energia richiesta per la deformazione).

5-5-2a *I magli*

I magli (fig. 5-27) sono costituiti da una parte mobile (*mazza*) e da una parte fissa (*incudine*), oltre che da un'incastellatura che comprende gli organi di sostegno, la guida della mazza e l'apparato motore. La deformazione plastica del pezzo da stampare o fucinare è ottenuta utilizzando l'energia cinetica della mazza, acquisita per caduta libera della stessa (maglio *a semplice effetto*) o per l'ulteriore accelerazione impressa da un fluido in pressione (maglio a *doppio effetto*). In questi due tipi di macchine la massa dell'incudine deve avere un valore notevolmente superiore a quello della mazza, per garantire un buon rendi-

ISBN 88-408-1028-

Fig. 5-27 Principio di funzionamento dei magli:
a) a semplice effetto;
b) a doppio effetto;
c) a contraccolpo.

mento. Le notevoli vibrazioni trasmesse all'ambiente circostante creano problemi di installazione e localizzazione nel layout di stabilimento. Al contrario, il maglio a *contraccolpo*, nel quale l'incudine si muove in direzione opposta alla mazza grazie a un collegamento meccanico o idraulico, le due masse sono dello stesso ordine di grandezza e le vibrazioni trasmesse all'esterno sono molto più ridotte.

Nel maglio, la corsa della mazza procede finché la sua energia totale non si dissipa in lavoro di deformazione plastica del pezzo, di deformazione elastica di macchina e stampi e in attriti. Per questo motivo, in queste macchine, ha grande importanza l'energia disponibile.

5-5-2b Le presse

Le presse sono macchine nelle quali si realizza un moto alternativo di un organo mobile (slitta), che durante la sua corsa attiva esercita una forza sul materiale da deformare. Le presse si distinguono in presse *meccaniche,* nelle quali il movimento della slitta è ottenuto con cinematismi quali biella-manovella o vite-madrevite, e presse *oleodinamiche* nelle quali il movimento è ottenuto con un fluido (olio idraulico) in pressione.

Le *presse meccaniche a eccentrico* (fig. 5-28) si basano sul cinematismo biella manovella, realizzato mediante un albero a eccentrico. Un volano, collocato nella parte superiore della macchina, è mantenuto in continua rotazione da un motore elettrico. Quando si desidera effettuare una lavorazione, una frizione mette in comunicazione l'albero del volano con l'albero a eccentrico, che compie un giro completo, guidando la slitta fino al punto morto inferiore e successivamente al punto morto superiore, dove viene frenata dal disinserimento della frizione e dall'intervento di un freno (onde evitare una pericolosa ripetizione del colpo, nel caso si lavori a colpo singolo).

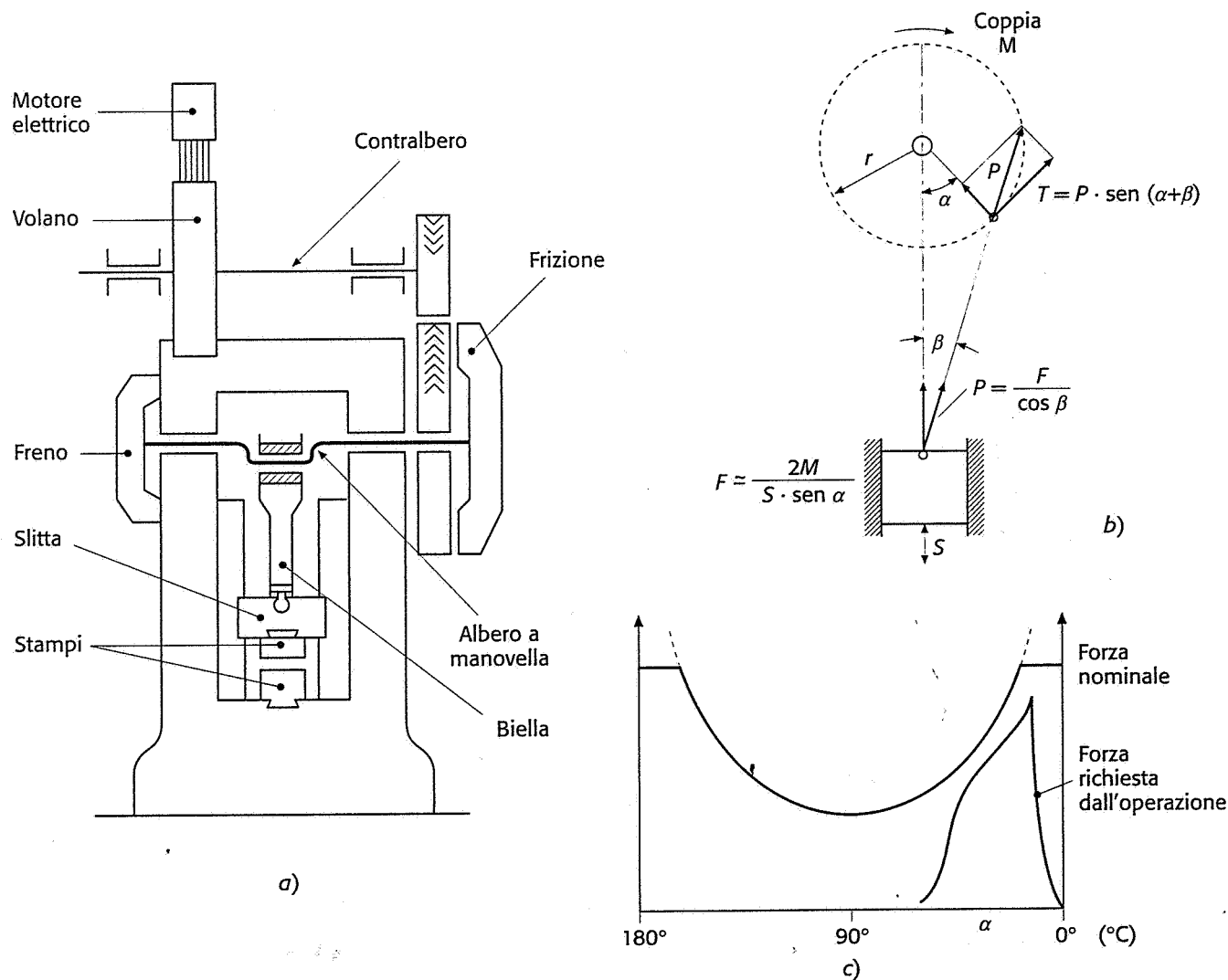



Fig. 5-28 *a*) Schema di una pressa a eccentrico; *b*) cinematismo biella-manovella; *c*) andamento della forza disponibile in funzione dell'angolo di manovella.

ISBN 88-408-102

Come si nota dal diagramma, riportato nella figura 5-28c, della forza disponibile in funzione dei vari angoli di manovella, quando l'angolo di manovella tende al valore zero e la slitta si avvicina al punto morto inferiore, la forza disponibile può andare all'infinito per valori di coppia costante. I costruttori di presse limitano, mediante dispositivi di protezione, il valore della forza disponibile, in un punto molto vicino al punto morto inferiore ($\alpha = 30°$), a un valore che viene detto *nominale*.

L'operazione di deformazione plastica può essere portata a termine se la forza richiesta dal processo è sempre inferiore a quella disponibile nella pressa (vedi diagramma della figura 5-28 c). Dal punto di vista dell'energia, l'operazione può essere portata a termine se il volano, per effetto di un rallentamento, può fornire energia sufficiente rispetto al lavoro di deformazione. Il motore elettrico deve, dopo ogni operazione, riportare il volano alla velocità di rotazione originale. Se la pressa lavora in continuo il motore deve avere elevata potenza, per poter ridurre il tempo tra un colpo e il successivo.

Le *presse meccaniche a vite* (fig. 5-29) usano un sistema di guida a ruote di frizione per accelerare il gruppo volano-vite-slitta e per riportare la slitta al punto morto superiore: l'energia cinetica rotatoria viene trasformata così in energia cinetica lineare della slitta. L'eventuale eccesso di energia rispetto al lavoro di deformazione e a quello speso in attrito, può provocare un'inutile sollecitazione della macchina e degli stampi: per questo motivo tali presse sono dotate di sistemi di regolazione e controllo dell'energia disponibile, tramite la velocità del volano e della durata del contatto disco di frizione-volano. In questo tipo di pressa il punto morto inferiore è variabile e dipende dal bilancio di energia.

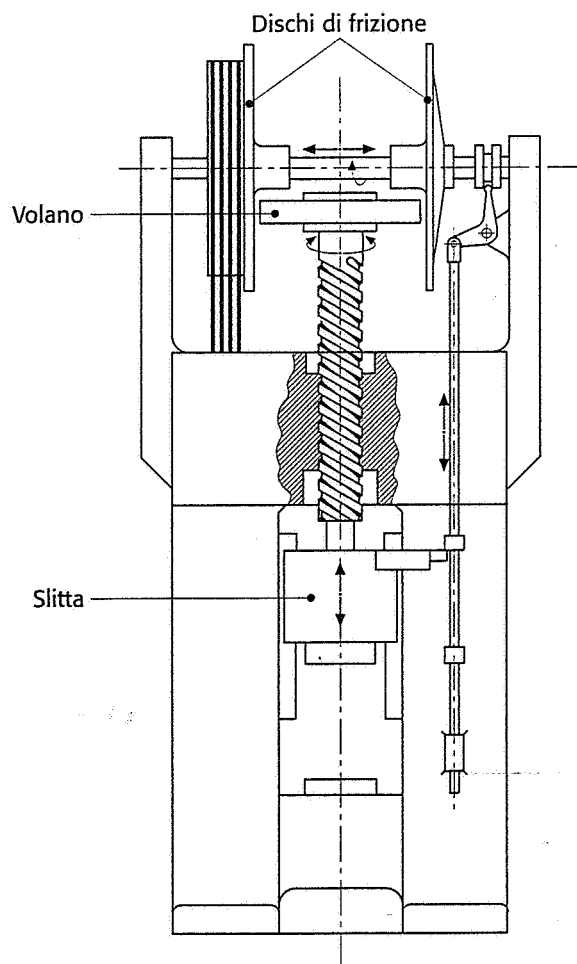



Fig. 5-29 Schema di una pressa meccanica a vite.

In linea generale la potenzialità di una pressa a vite è inferiore a quella di una pressa a eccentrico.

Il principio di funzionamento delle *presse oleodinamiche* (fig. 5-30) si basa sul movimento di uno o più pistoni idraulici ottenuto tramite olio in pressione. Contrariamente alle presse a eccentrico, la massima forza è in queste macchine disponibile *in qualunque punto della corsa* della slitta. Per questo motivo l'energia disponibile è sempre molto alta. Un'altra caratteristica è la relativa semplicità di limitazione, mediante valvole idrauliche di massima pressione, della forza massima a un valore desiderato. È inoltre possibile variare con continuità la velocità della slitta durante la corsa di lavoro, eventualmente in funzione della forza richiesta o della temperatura del pezzo.

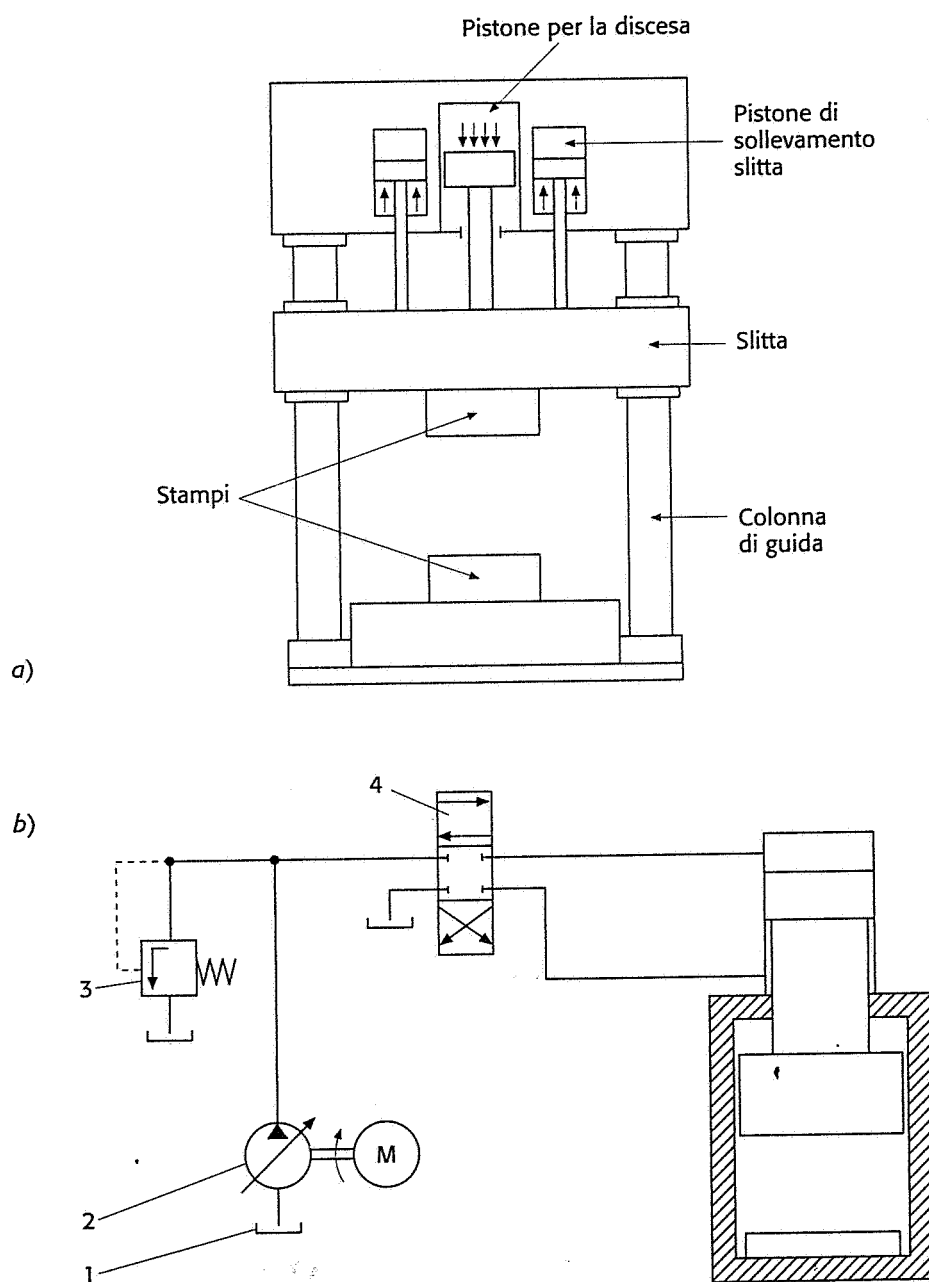



Fig. 5-30 *a*) Schema di una pressa oleodinamica; *b*) schema semplificato del relativo circuito di controllo. M: motore 1: serbatoio 2: pompa 3: valvola di massima pressione 4: valvola di distribuzione

Il maglio e la pressa hanno campi di applicazione ben definiti e distinti. Nello stampaggio e fucinatura di pezzi di piccole e medie dimensioni è conveniente adoperare il maglio, mentre per pezzi di grandi dimensioni, che richiedono forze generalmente superiori, si adopera

ISBN 88-408-1028-5

quasi esclusivamente la pressa, come in altre operazioni di lavorazione sulla lamiera. Le prestazioni tipiche delle presse e dei magli sono illustrate nella tabella 5-3.

Tab. 5-3 Prestazioni tipiche di magli e presse.

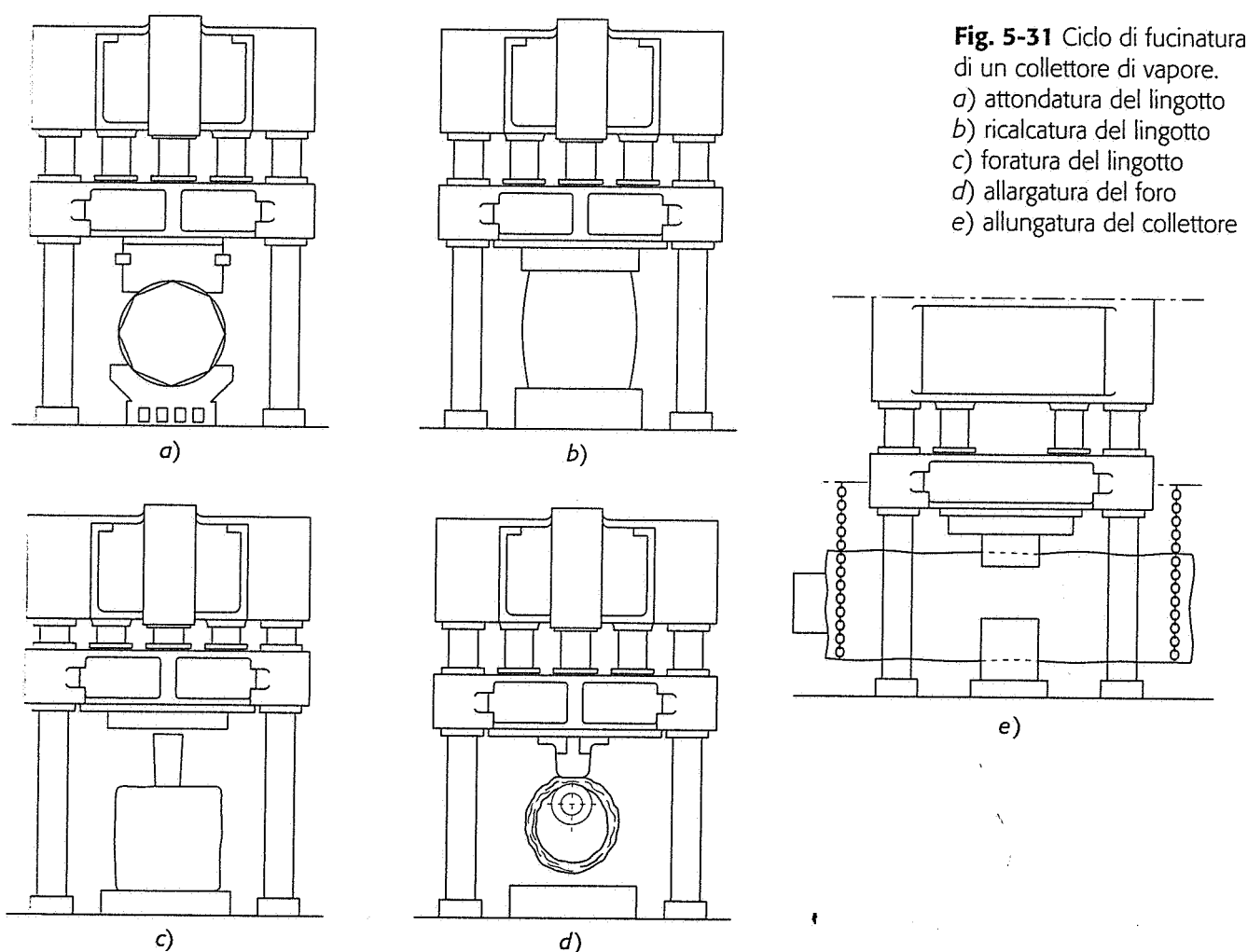
Macchina	Energia disponibile (kN · m)	Forza disponibile (t)	Velocità media (m/s)
Maglio a semplice effetto	40-100		4-5
Maglio a doppio effetto	50-250		5-8
Maglio a contraccolpo	200-2000		4-10
Pressa a vite		50-2000	0,5-1
Pressa oleodinamica		300-30 000	0,05-0,30
Pressa a eccentrico		1000-10 000	0,05-1,5

È da tener presente inoltre che non tutti i materiali sopportano elevate velocità di deformazione come quelle ottenibili col maglio; per esempio gli spezzoni derivanti da colata in lingottiera e caratterizzati da grana cristallina differenziata (grana fine ai bordi e struttura colonnare al centro) non possono sopportare l'azione del maglio e per essi occorre prevedere delle sbozzature iniziali con lente presse oleodinamiche. Dal punto di vista strutturale del pezzo stampato il maglio è preferibile alla pressa a causa della maggiore uniformità di deformazione; tuttavia i pezzi di grosse dimensioni richiederebbero magli enormi, che oggi non vengono più usati per la difficoltà di regolarne la potenza e per le eccessive dimensioni che dovrebbero avere per uguagliare le potenze delle moderne presse oleodinamiche, che oggi raggiungono le 50 000 tonnellate. È da notare inoltre che se è richiesto un elevato grado di finitura superficiale (relativamente al tipo di lavorazione) è conveniente eseguire, sullo sbozzato di stampaggio, un'operazione di finitura utilizzando un maglio leggero e veloce che consente di ottenere elevate deformazioni superficiali con piccole profondità di penetrazione.

5-5-3 La fucinatura

Il processo di fucinatura è riservato alla produzione di pochi pezzi, generalmente di grandi e grandissime dimensioni, per i quali non sia richiesta grande precisione. In questi casi, sugli organi fissi e mobili delle macchine (presse o magli), vengono montati semplici utensili conformati in modo da poter effettuare operazioni di schiacciamento, arrotondamento, taglio, piegatura, ecc., mentre il pezzo viene manipolato, con opportuni attrezzi, dall'operatore. Il ciclo di lavorazione per la produzione di un grosso collettore di vapore, indicato nella figura 5-31 ne è un esempio. La prima operazione effettuata è un'«attondatura» (fig. 5-31*a*) del lingotto, cioè una leggera fucinatura superficiale con una lenta pressa oleodinamica, allo scopo di frantumare e sminuzzare le cristalliti colonnari; dopo aver asportato la materozza e il fondo, si effettua la «ricalcatura» (fig. 5-31*b*). Quest'operazione, indispensabile nel caso in cui si debbano ricavare pezzi di notevoli dimensioni trasversali, permette di ottenere un sensibile miglioramento delle caratteristiche meccaniche del pezzo in direzione trasversale (importante nel caso presente, dovendosi ricavare un tubo in pressione). Poiché

quest'operazione sollecita notevolmente il materiale è necessario che il lingotto di partenza sia perfettamente sano ed esente da difetti. La macchina utilizzata è ancora la pressa oleodinamica. La terza operazione consiste nella «punzonatura» (fig. 5-31*c*) a caldo, effettuata mediante un punzone che viene spinto entro la massa del lingotto dalla slitta della pressa. Si passa quindi all'allargatura del foro su mandrino, operazione effettuata mediante «martello» collegato alla slitta della pressa parallelamente all'asse del foro (fig. 5-31*d*). Si passa quindi all'ultima operazione del ciclo, cioè all'allungatura senza visibili variazioni del diametro del foro: ciò si ottiene mediante un «martello» piazzato normalmente all'asse dello sbozzato (fig. 5-31*e*). Tra un'operazione e l'altra sono previsti riscaldamenti intermedi per riportare il materiale nell'intervallo di temperatura previsto per la lavorazione. Un trattamento finale di ricottura precede le lavorazioni alle macchine utensili.

Fig. 5-31 Ciclo di fucinatura di un collettore di vapore.
a) attondatura del lingotto
b) ricalcatura del lingotto
c) foratura del lingotto
d) allargatura del foro
e) allungatura del collettore

5-5-4 Lo stampaggio

Il procedimento di stampaggio consiste, come riportato nella figura 5-32, nell'obbligare un massello di lega metallica a occupare stabilmente una cavità ricavata in due stampi, che vengono premuti l'uno contro l'altro per mezzo di presse o magli; la predetta cavità ricopia, salvo quanto sarà detto oltre, la forma e le dimensioni del pezzo che si vuole ottenere. L'operazione viene solitamente fatta a caldo, per limitare le

ISBN 88-408-1028-5

forze necessarie alla deformazione plastica e per sfruttare la migliore deformabilità del materiale, a una temperatura variabile da materiale a materiale.

La lavorazione per stampaggio è una tipica lavorazione *per produzioni di grande serie*, dati gli elevati costi delle macchine e delle attrezzature impiegate.

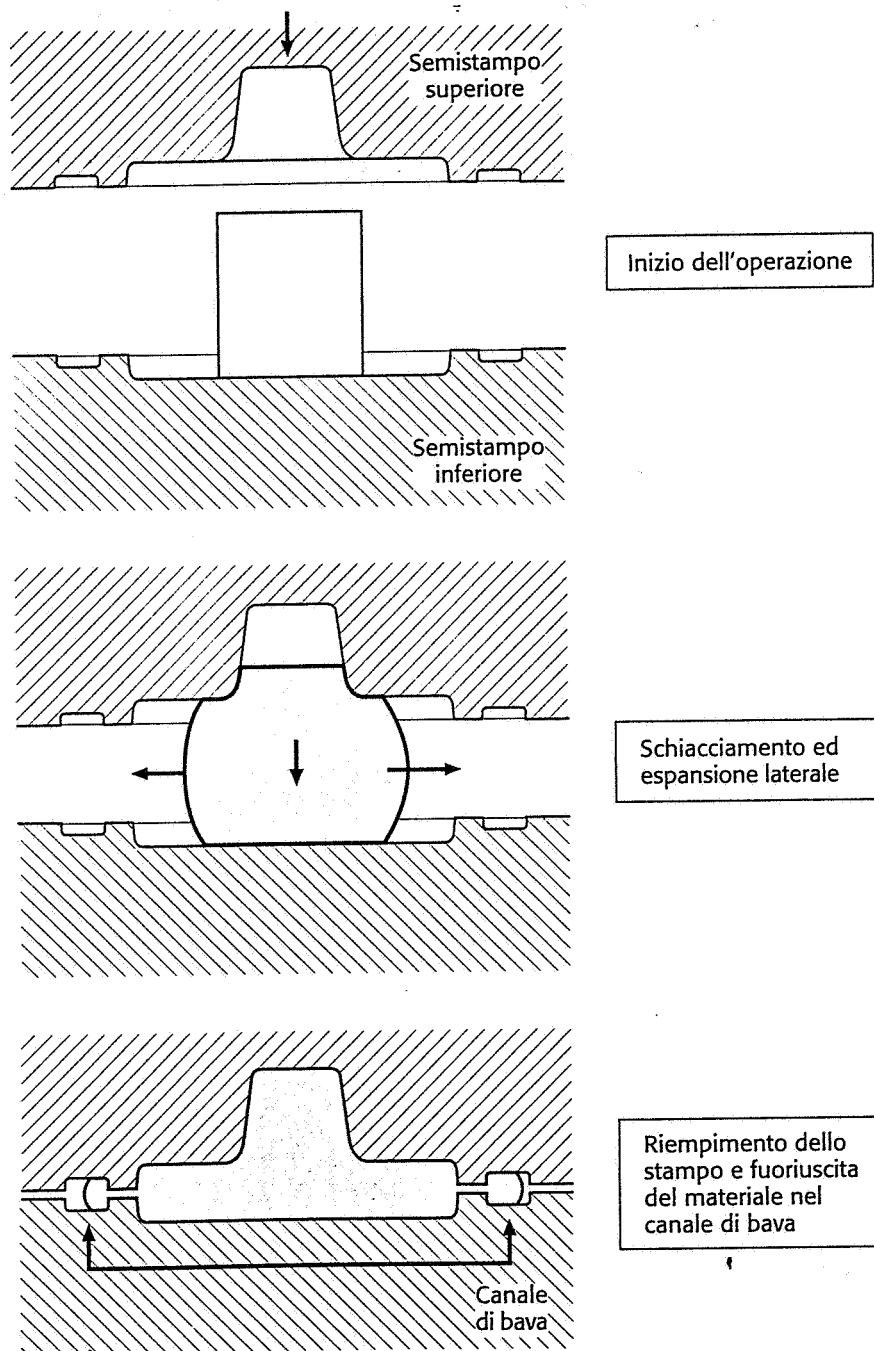



Fig. 5-32 Fasi del procedimento di stampaggio.

Il massello di metallo, che è in genere uno spezzone di prodotto laminato oppure uno sbozzato (proveniente cioè da altri processi di deformazione plastica), subisce uno schiacciamento e un allargamento, andando quindi a riempire le varie parti dello stampo: quando tutto lo stampo è riempito, il materiale in eccesso fuoriesce in un serbatoio periferico, detto *canale di bava*, che, in una fase successiva del ciclo produttivo, viene asportato.

Uno dei vantaggi fondamentali del procedimento di stampaggio consiste nell'elevata resistenza meccanica dei pezzi così ottenuti, dovuta alla struttura cristallina. Infatti, mentre la struttura di un pezzo ottenuto per fusione è caratterizzata da grani orientati casualmente (fig. 5-33), quella di un pezzo stampato mantiene la struttura *fibrosa* del prodotto laminato da cui è ottenuto e tali fibre tendono a ricopiare la forma del pezzo stesso; le *fibre* altro non sono che una schematizzazione dei cristalliti, allungati nella direzione di laminazione. Inoltre l'azione di compressione in tutte le direzioni prodotta sul materiale dalle pareti dello stampo, provoca una maggior compattezza e l'eliminazione di gran parte dei difetti interni, spesso, al contrario, presenti nei pezzi fusi. L'andamento delle *fibre* nello stampato si discosta tanto più dalla direzione originale quanto maggiore è stata la deformazione plastica locale; è importante a questo proposito tenere presente che l'entità della deformazione non è mai costante nelle varie zone del pezzo stampato e, in particolare, i fenomeni di attrito del materiale con le pareti degli stampi provocano delle vere e proprie *zone morte*, indicate a titolo di esempio nella figura 5-34. In linea generale, la disuniformità di deformazione influenza negativamente le caratteristiche di resistenza meccanica del pezzo, per cui si fa di tutto per evitarle, studiando opportunamente la forma degli sbozzati intermedi oppure si cerca di localizzare la zona morta in un punto che subirà lavorazioni con macchina utensile.

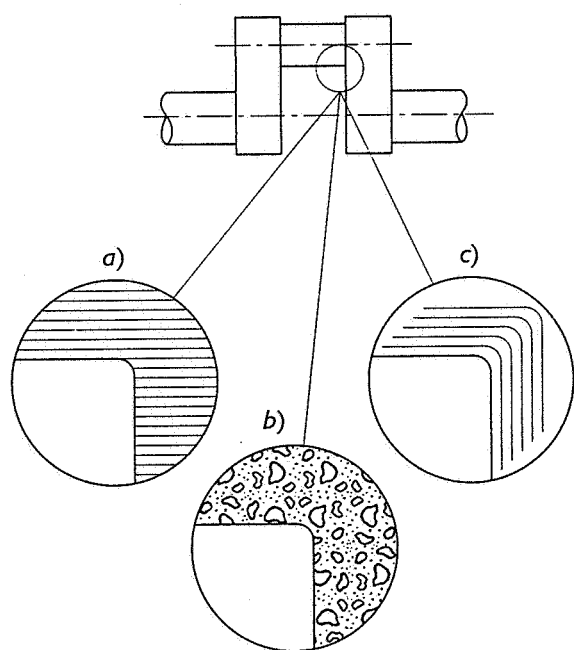



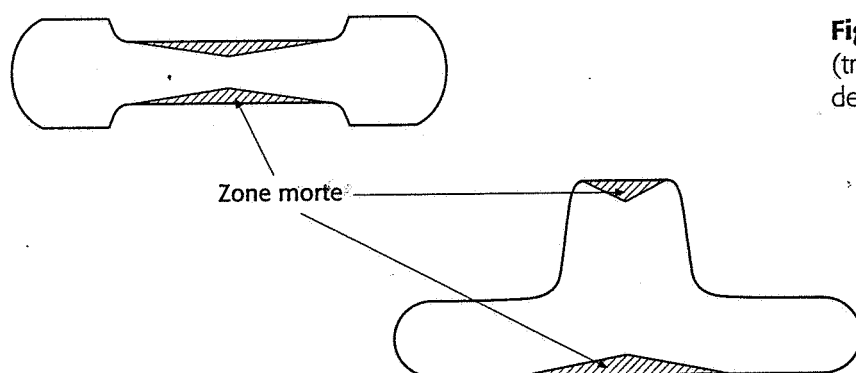
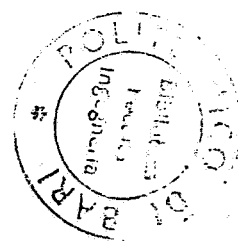
Fig. 5-33 Differenti strutture cristalline del componente meccanico «albero a gomiti», ottenute con diversi procedimenti:
a) con lavorazione alle m.u. da barra,
b) di fusione,
c) con stampaggio a caldo.

Zone morte

Fig. 5-34 Esempio di «zone morte» (tratteggiate) dovute a disuniformità di deformazione.

ISBN 88-408-1028-5

Il problema essenziale nello studio dello stampaggio è riuscire ad assicurare un corretto e completo riempimento degli stampi. I fattori che maggiormente influenzano il riempimento sono:

- *Deformabilità e resistenza allo scorrimento del materiale*; una scarsa deformabilità può causare rotture durante la fase di riempimento, mentre un'elevata resistenza allo scorrimento può impedire il riempimento di certe zone dello stampo.
- *Uso di lubrificanti*; sono usati per ridurre l'attrito con le pareti dello stampo e per assicurare uno scorrimento costante negli stampi, nonché per ridurre l'usura degli stampi stessi. Tra i lubrificanti usati si citano la grafite colloidale in sospensione acquosa o oleosa, l'olio minerale, la polvere di grafite in olio.
- *La temperatura degli stampi*; è stato dimostrato che un preriscaldamento degli stampi ne migliora il riempimento e abbassa la forza necessaria all'operazione di stampaggio: ciò è il risultato del fatto che lo strato superficiale del materiale da deformare non subisce un brusco raffreddamento nel contatto con lo stampo.
- *La forma del pezzo*; i pezzi più difficili da stampare sono quelli caratterizzati da sezioni sottili e lunghe, in quanto il loro basso modulo di raffreddamento (volume/superficie) diminuisce sensibilmente la deformabilità del materiale e le sue capacità di scorrimento.

Il calcolo della forza necessaria all'operazione di stampaggio è effettuabile in modo relativamente semplice, con uno dei metodi illustrati nella parte introduttiva, solo nel caso semplice di compressione tra piani paralleli; ma nel caso di stampi chiusi, come avviene nella pratica produttiva, il problema può essere risolto con l'ausilio del computer e col metodo degli elementi finiti. Un *metodo semplificato* per il calcolo approssimato della forza di stampaggio nel caso di pezzi assialsimmetrici è il seguente:

- si considera tutto il pezzo stampato come se avesse una forma cilindrica (fig. 5-35*a*) di pari volume V.
- si calcola l'altezza media h_m dal volume e dall'area della sezione sul piano di bava, ivi compresa la sezione del canale di bava, A_t

$$h_m = V/A_t$$

- la deformazione media è quindi $\varepsilon = \ln h_0/h_m$ e la velocità media di deformazione è $\dot{\varepsilon} = v/h_m$ dove v è la velocità della pressa o del maglio;
- si calcola il *flow stress* medio con la formula: $\sigma_f = C\,\dot{\varepsilon}^{m'}$

La forza totale di stampaggio è calcolabile come

$$P = K \cdot \sigma_f \cdot A_t \qquad (5\text{-}46)$$

dove K è un coefficiente che tiene conto, con notevole approssimazione, della forma del pezzo e ha i valori di: 3-5 per forme semplici senza canale di bava, 5-8 per forme semplici con canale di bava, 8-12 per forme complesse. L'andamento della forza di stampaggio in funzione della corsa dello stampo superiore ha l'andamento riportato nella figura 5-35*b*.

ISBN 88-408-1028-5

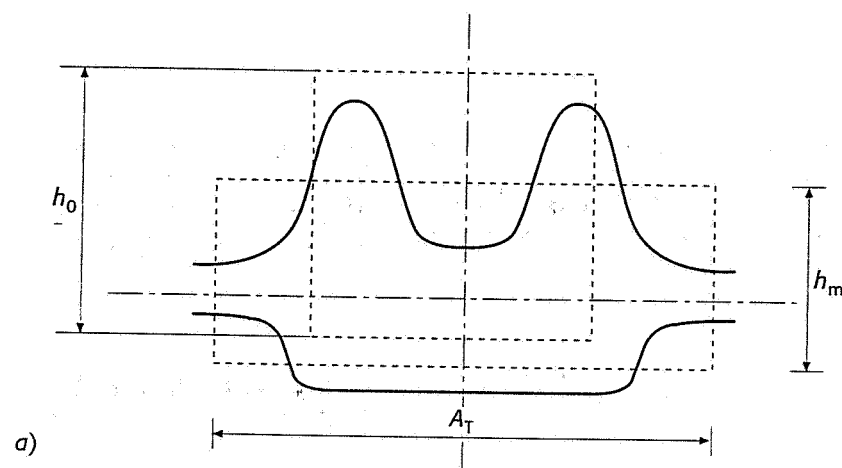
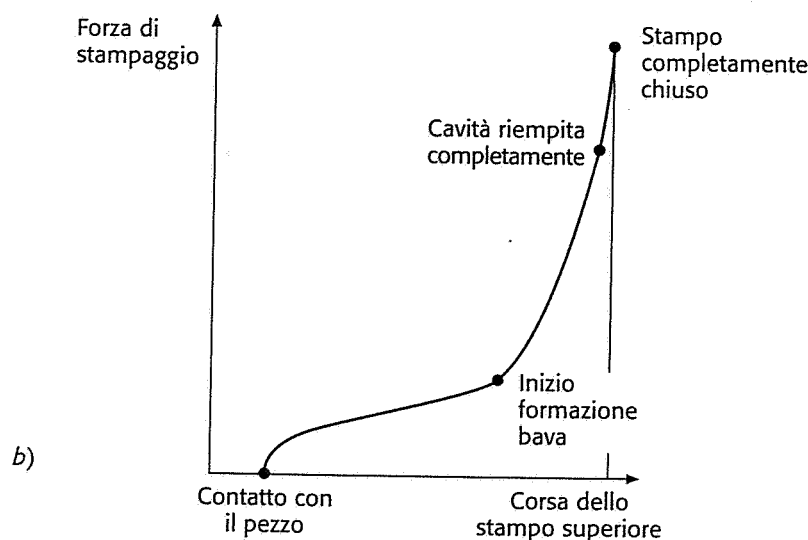



Fig. 5-35
a) Approssimazione per il calcolo della forza di stampaggio.
b) Andamento qualitativo della forza di stampaggio in funzione della corsa dello stampo superiore.

5-5-5 Il progetto del greggio e degli stampi

Analogamente a quanto già descritto nel caso dei pezzi ottenuti per fusione, anche nel caso dello stampaggio il problema che il tecnico di produzione si trova ad affrontare è quello di trasformare il disegno del pezzo finito nel disegno del greggio e delle cavità negli stampi. Come esempio di questo procedimento si consideri il pezzo della figura 5-36; il procedimento segue normalmente le seguenti fasi:

5-5-5a Scelta del piano di divisione (piano di bava)

Tale scelta dipende dalla morfologia del pezzo. Si tratta di trovare un piano, in genere di simmetria del pezzo, tale da suddividere l'incisione nei due stampi in modo che il pezzo stampato possa uscire, quindi senza sottosquadri, che, al contrario della fonderia in conchiglia, non sono risolubili in questo caso con parti mobili dello stampo (fig. 5-37*a*). Talvolta se il pezzo non ammette un vero e proprio piano di simmetria, la divisione può avvenire su più piani, eventualmente ruotando il pezzo per evitare spinte laterali, che causerebbero usure eccessive sui sistemi di guida degli stampi (fig. 5-37*b*). Nei solidi di rivoluzione, quando non ci sono ostacoli, è preferibile scegliere piani normali all'asse di rotazione, in quanto la lavorazione delle impronte risulta generalmente più economica (fig. 5-37*c*). Inoltre, a parità di altre condi-

ISBN 88-408-1028-5

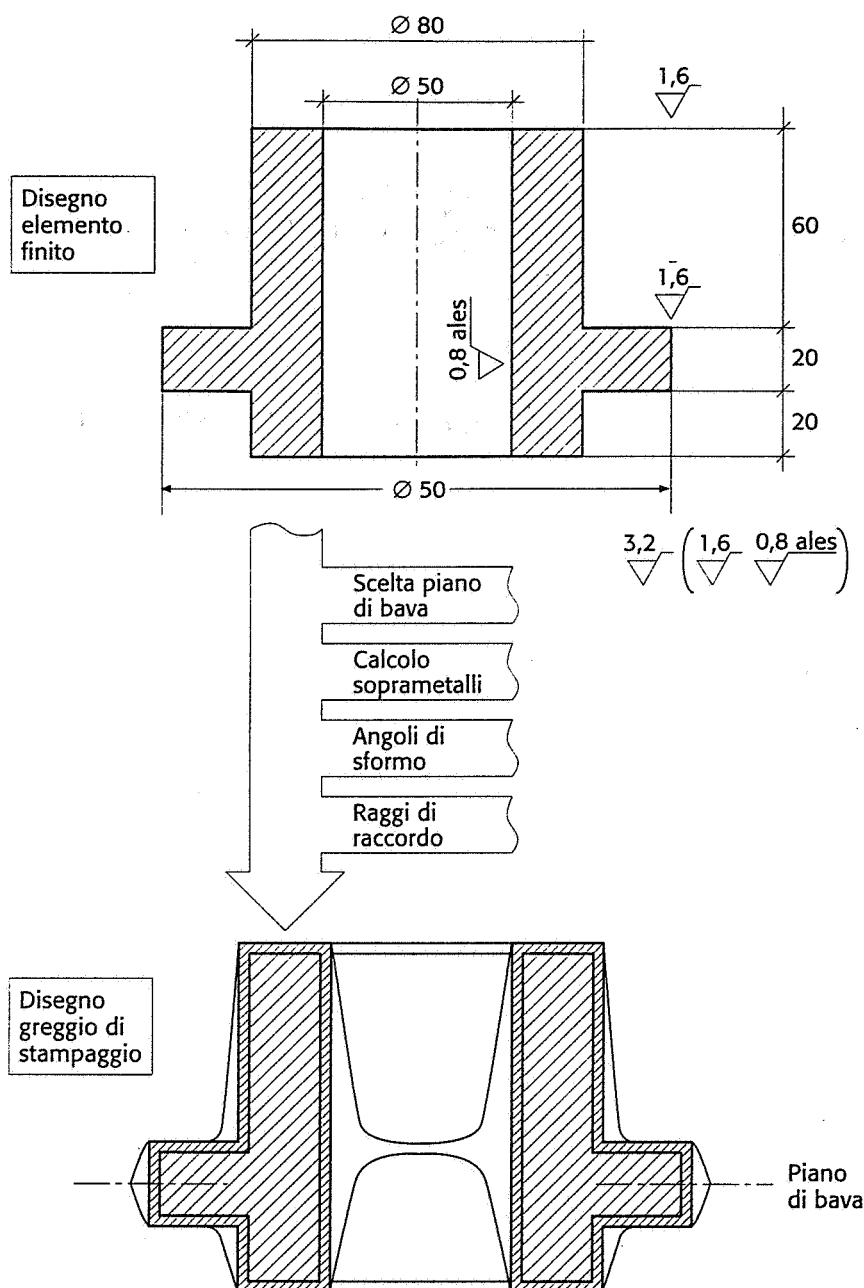



Fig. 5-36 Dal disegno dell'elemento finito al disegno del greggio di stampaggio.

zioni, e ove il buon riempimento degli stampi sia garantito, è più economico scegliere piani che permettano la lavorazione di uno solo dei due stampi (fig. 5-37*d*). La posizione del piano di bava influenza direttamente l'andamento delle fibre del pezzo e poiché questa struttura *fibrosa* è caratteristica del procedimento di stampaggio e condiziona la resistenza meccanica del pezzo, è opportuno tenerla in debito conto, compatibilmente con le esigenze precedenti. In pratica (fig. 5-37*e*) occorre evitare per quanto possibile che i punti di debolezza costituiti dai piani di confluenza delle fibre si trovino nelle parti centrali del pezzo; anche la posizione dei diaframmi, che rimangono dalla sbozzatura dei fori fatta mediante i punzoni dello stampo, influenza l'andamento delle fibre, per cui può talvolta essere opportuno evitare di posizionare tali diaframmi sul piano di bava.

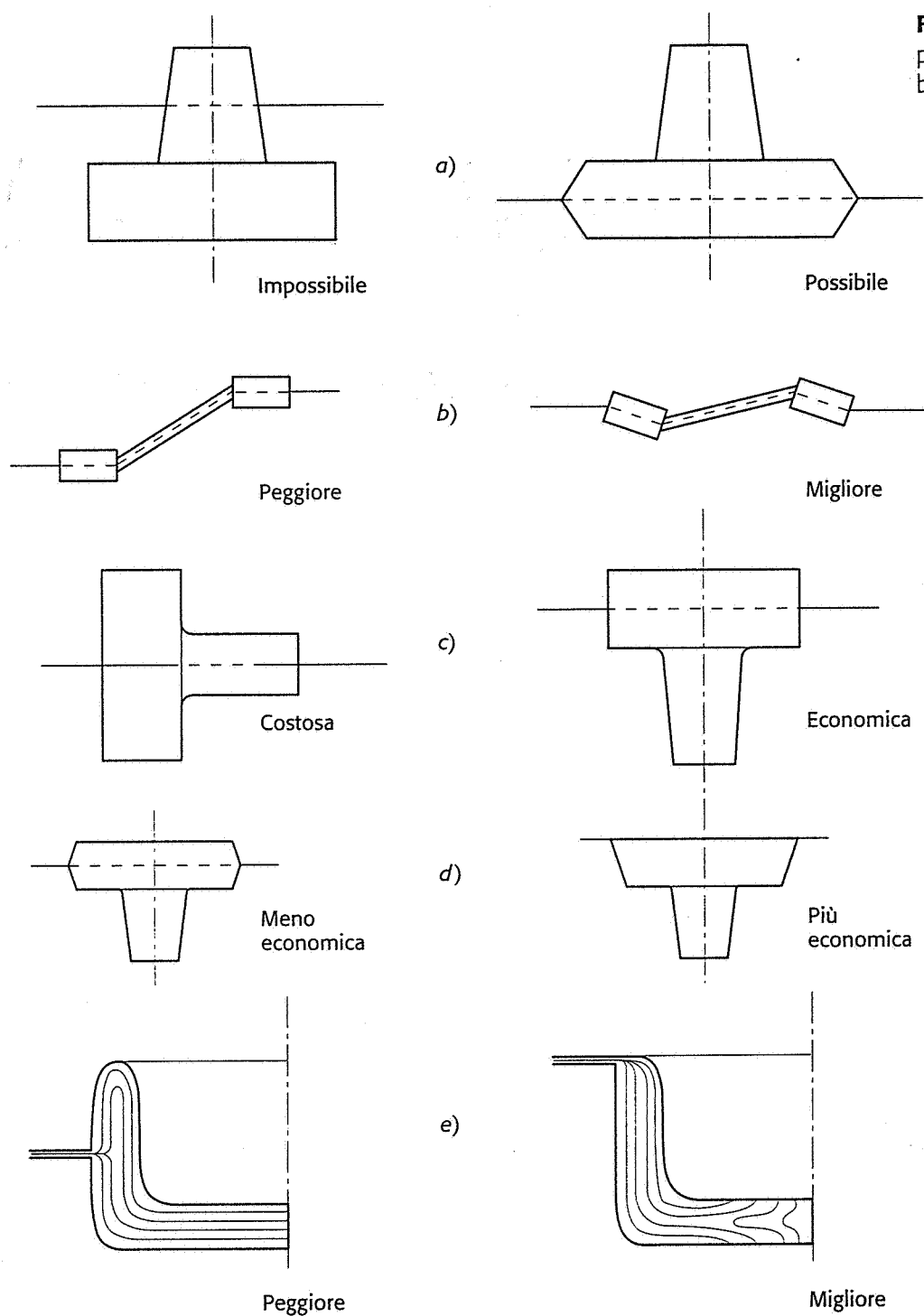



Fig. 5-37 Sintesi dei criteri per la scelta della linea di bava.

5-5-5b Dimensionamento dei soprametalli

Sulle superfici che devono essere lavorate con le macchine utensili è necessario prevedere un soprametallo, il cui spessore è funzione di vari fattori: principalmente esso dipende dalle dimensioni del pezzo ed è all'incirca ad esse proporzionale. Il soprametallo deve tener conto inoltre del comportamento del materiale del pezzo all'ossidazione alle alte temperature, che provoca perdita di materiale sulla superficie, deve poter compensare difetti superficiali, irregolarità di riempimento dello stampo, tolleranze dimensionali tipiche del processo di stampaggio e le difficoltà di valutazione esatta del ritiro in ogni punto del pezzo. La tabella 5-4 riporta i valori tipici dei soprametalli da adottare.

ISBN 88-408-1028-5

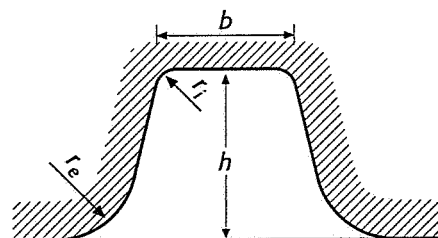
Tab. 5-4 Valori medi indicativi (in mm) dei sovrametalli di lavorazione sui greggi di stampaggio a caldo.

Dimensioni nominali (mm)	Lunghezza del pezzo (mm)			
	≤ 100	100 ÷ 300	300 ÷ 500	500 ÷ 1000
≤ 50	1,8 ÷ 2,3	1,8 ÷ 2,3	2,3 ÷ 3,1	3 ÷ 3,4
50 ÷ 75	2 ÷ 3	2 ÷ 3	2,5 ÷ 3	3,5 ÷ 4
75 ÷ 100	2 ÷ 3,5	2 ÷ 3,5	3 ÷ 3,5	3,5 ÷ 4,5
100 ÷ 400	3 ÷ 3,5	3 ÷ 4	3,5 ÷ 4,5	4,5 ÷ 5
400 ÷ 800	4 ÷ 4,5	4 ÷ 5	4,5 ÷ 5	5 ÷ 5,5
800 ÷ 1000	4 ÷ 5	4,5 ÷ 5,5	5,5 ÷ 6	5 ÷ 6,5

5-5-5c Angoli di sformo

A parte i casi di sformo «naturale», che si hanno per la geometria stessa del pezzo o per il suo orientamento negli stampi, occorre evitare la presenza di pareti dell'incisione degli stampi perpendicolari al piano di bava, mediante appositi angoli di sformo; in questo modo si favorisce la fuoriuscita del pezzo dagli stampi nonché il loro riempimento. I valori tipici dell'angolo di spoglia sono di 7-9 gradi, potendo anche arrivare a 10-12 gradi, nel caso di nervature con elevato rapporto altezza/spessore, difficilmente riempibili. Sebbene gli angoli di spoglia sulle superficie interne debbano essere maggiori di quelli sulle superfici esterne, in quanto il distacco dalle pareti esterne è favorito dal ritiro, cosa che non accade per quelle interne, l'economia della lavorazione degli stampi suggerisce di renderli uguali.

5-5-5d Raggi di raccordo

Nel disegno del greggio di stampaggio e di conseguenza in quello degli stampi è indispensabile evitare la presenza di spigoli vivi, introducendo opportuni raggi di raccordo. La loro funzione è duplice: diminuire il rischio di punti di elevata concentrazione di tensioni, e quindi il rischio di cricche, e inoltre facilitare il riempimento delle cavità dello stampo; infatti il materiale (fig. 5-38), nel suo flusso, non riesce a seguire le brusche variazioni di direzione e, nel caso di spigoli vivi o di raggi di raccordo insufficienti, si discosta dalla parete della forma e riempie lo stampo in modo anomalo, dando spesso origine al difetto chiamato *sopradosso* o *incollatura*. Nella tabella 5-5 sono riportati i valori indicativi dei raggi di raccordo da utilizzare.

Tab. 5-5 Valori minimi di raggi di raccordo interni ed esterni delle incisioni degli stampi.

h/b	r_i (mm)	r_e (mm)
≤ 2	0,06h + 0,5	$2{,}5r_i + 0{,}75$
2 ÷ 4	0,07h + 0,6	$3r_i + 0{,}75$
> 4	0,08h + 0,75	$3{,}5r_i + 0{,}75$

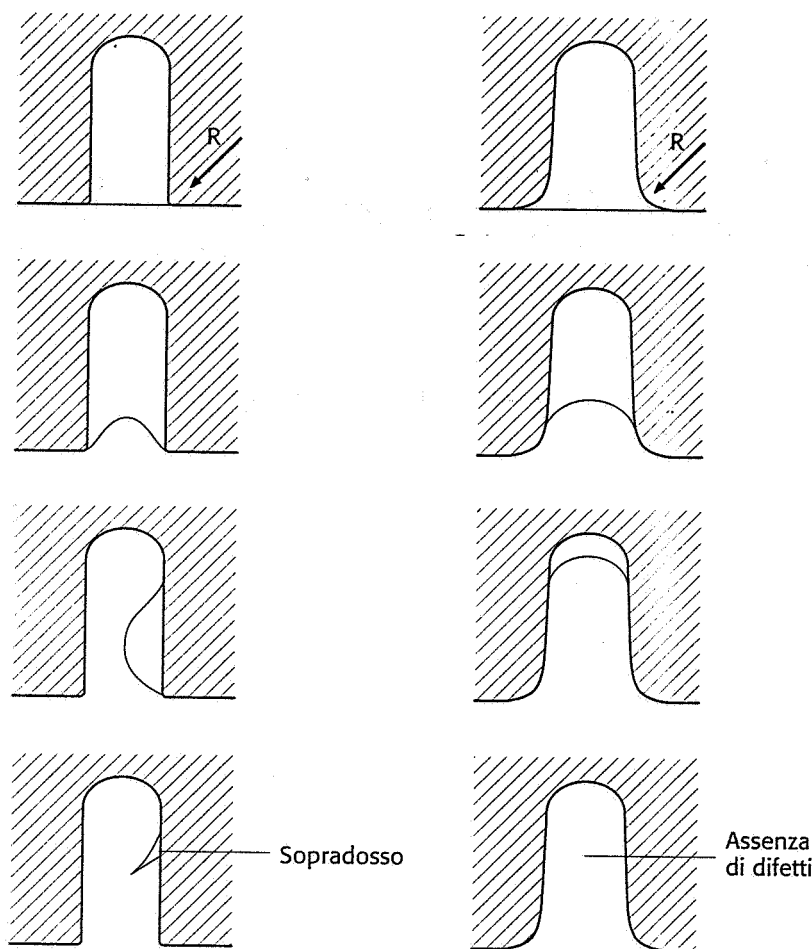



Fig. 5-38 Meccanismo di formazione di un *sopradosso* nel caso di raggi di raccordo insufficienti.

5-5-5e Dimensionamento del canale di bava

Come già accennato nel paragrafo introduttivo, il canale di bava è un'incisione di forma opportuna, ricavata sulle due superfici adiacenti degli stampi, che circonda completamente l'impronta del pezzo. Le funzioni da esso svolte sono principalmente le seguenti:

- formare un «cuscinetto» per attutire l'urto tra i due stampi;
- accogliere il materiale in più che si è costretti a inserire negli stampi, per l'impossibilità di predisporre il volume esattamente richiesto;
- favorire il completo riempimento della forma; infatti il materiale in deformazione fluisce nelle zone dove incontra minor resistenza allo scorrimento. In assenza di una sezione di uscita ristretta come quella del canale di bava (fig. 5-39), dove il materiale si raffredda rapidamente e perde in deformabilità venendo quindi trattenuto, il materiale non riuscirebbe a riempire certe zone «difficili»; invece quest'azione di contenimento del canale di bava permette un completo riempimento, solo dopo il quale il materiale in più fuoriesce, riempiendolo parzialmente. Nella figura 5-39 è indicato il metodo normalmente adottato per il dimensionamento del canale di bava.

ISBN 88-408-1028-5

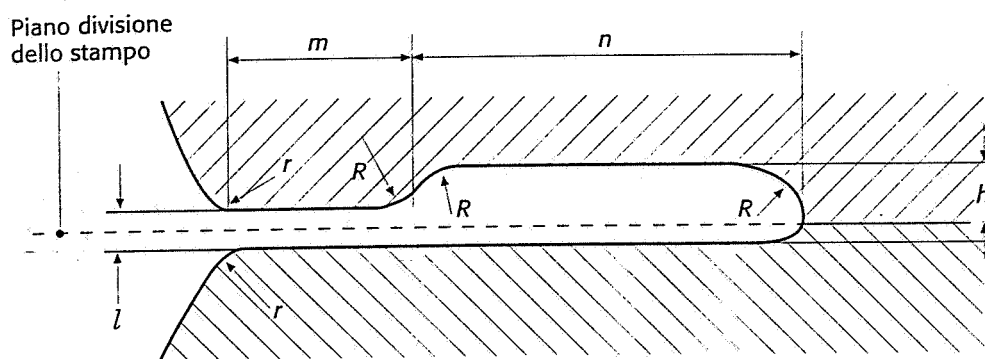



Fig. 5-39 Forma caratteristica e dimensionamento del canale di bava.

l (mm)	h (mm)	r (mm)	m (mm)	n (mm)
0,6	3,3	1	6	18
0,8	3,4	1	6	20
1	3,5	1	7	22
1,6	4,3	1	8	22
2	5	1,5	9	25
3	6,5	1,5	10	28
4	8	2	11	30
5	9,5	2	12	32
6	11	2,5	13	35
8	14	3	14	38
10	17	3	15	40

$R \cong (2{,}5 \div 3)r + 0{,}5$; $l = 0{,}0175\sqrt{A}$; A = area dell'impronta del pezzo misurata sul piano di bava.

5-5-5f Il dimensionamento degli stampi

L'impronta nello stampo finitore viene ottenuta dal disegno del greggio di fusione e da quello del canale di bava prima descritto, con l'aggiunta del *ritiro* che il pezzo subisce dalla temperatura di fucinatura a quella ambiente; la tabella 5-6 riporta i valori indicativi del ritiro da considerare per varie leghe utilizzate nello stampaggio. Gli stampi sono costituiti da due blocchi di acciaio fucinato speciale con elevata resistenza all'usura e alle alte temperature (ad esempio, 52NiCrMo6KU, 40WC20, X28W9), nei quali viene ottenuta, per lavorazione ad asportazione di truciolo o per elettroerosione, la cavità corrispondente all'impronta. Le dimensioni di tali blocchi sono, per ovvie ragioni di resistenza meccanica, proporzionate a quelle dell'impronta. Un metodo spesso usato per questo dimensionamento è illustrato nella figura 5-40; le dimensioni L, B, H dello stampo sono ricavate da quelle l, b, h dell'impronta con le seguenti relazioni:

$$L = l \cdot f_l \qquad H = h \cdot f_h \qquad B = b \cdot f_b \tag{5-47}$$

dove i valori di f_l, f_h, e f_b sono ricavabili dalla figura stessa.

Materiali	Salto termico (°C)	Ritiro medio %
Acciaio	1000 – 20	1,1
Bronzo	500 – 20	0,85
Ottone	500 – 20	0,95
Rame	500 – 20	0,85
Leghe leggere	400 – 20	0,95

Tab. 5-6 Valori indicativi del ritiro di vari materiali in operazioni di stampaggio a caldo.

f_b
3
2
1
Impronte profonde
Impronte poco profonde
100 200 300
Lunghezza dell'impronta b (mm)

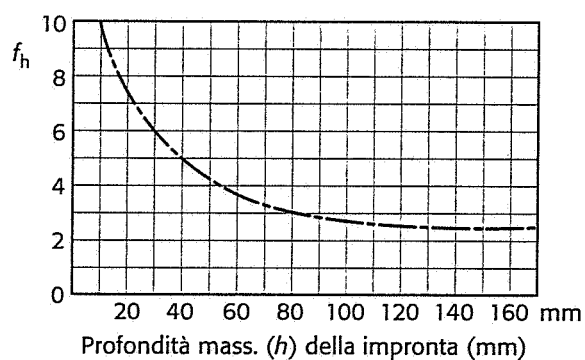
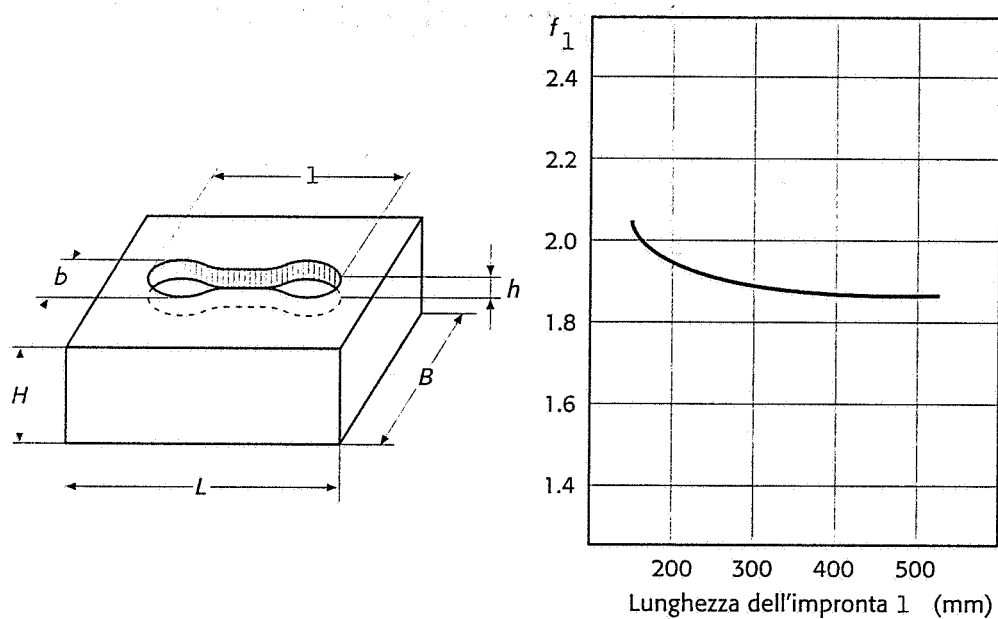
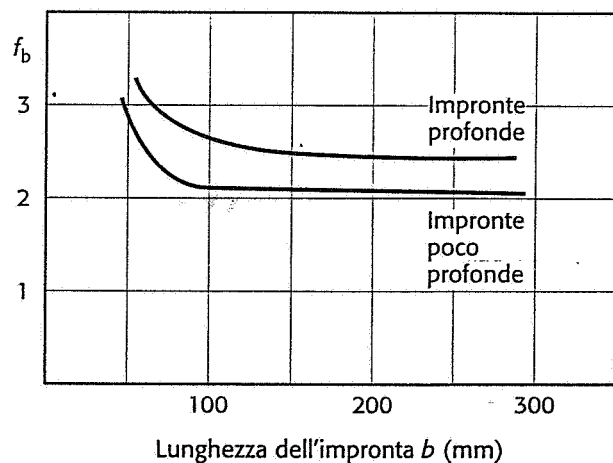



Fig. 5-40 Grafici per il calcolo dei valori indicativi delle dimensioni degli stampi.

ISBN 88-408-1026-

Gli stampi sono inoltre dotati di *sistemi di centraggio* reciproco, per evitare che componenti tangenziali di forza possano provocare spostamenti tra lo stampo superiore e quello inferiore e conseguenti difetti nel pezzo stampato. Gli stampi devono inoltre essere dotati di *sistemi di attacco* alle parti fisse e mobili delle macchine, in genere mediante attacco a coda di rondine. L'elevato costo degli acciai speciali da stampi spinge talvolta a realizzare con tali materiali solamente la parte dello stampo che contiene l'impronta, mentre tutto il «corpo» dello stampo viene realizzato con un normale acciaio da costruzione, più lavorabile e più economico; si parla in questo caso di stampi a *matrice riportata*.

5-5-5g Impiego di sbozzati intermedi

Raramente risulta possibile trasformare lo spezzone di partenza nel prodotto stampato finale in una sola operazione; nella maggior parte dei casi, anche se la forma del pezzo non è molto complessa, è necessario deformare progressivamente il materiale di partenza, per poter assicurare un buon riempimento degli stampi finali e per ottenere una valida distribuzione delle fibre all'interno del pezzo. Questo comporta quindi l'uso di «sbozzati intermedi», la cui forma e dimensione è appunto *intermedia* tra lo spezzone iniziale e lo stampato finale, che possono essere ottenuti con appositi stampi «sbozzatori», con caratteristiche simili a quelli «finitori» prima descritti. Talvolta le impronte corrispondenti agli sbozzati intermedi vengono ricavate sullo stesso stampo finitore (*stampi multipli*).

Un'importante fase dello studio del processo di stampaggio consiste nello studio del *numero* e della *forma* degli sbozzati intermedi. Tale studio è effettuato con successo solamente sulla base dell'esperienza e di prove pre-serie; tuttavia oggi tale studio è facilitato dall'impiego di tecniche CAE, come riferito più avanti. Per questo motivo vengono qui riportate solamente alcune note pratiche di primo approccio al problema, relativamente a solidi di rivoluzione, facilmente implementabili in un comune personal computer, secondo il diagramma di flusso riportato nella figura 5-41.

Il primo problema è quello del calcolo del volume del greggio di stampaggio; al programma vengono forniti per via numerica o grafica i valori h_i e r_i corrispondenti a metà sezione del pezzo. Mediante il metodo prima illustrato, il programma calcola automaticamente le dimensioni del canale di bava, unendo ai dati prima introdotti i valori h_i e r_i relativi al canale di bava riempito al 60% circa. La funzione $S = 2\pi r \times h(r)$ rappresenta la superficie laterale di un cilindro di altezza h e raggio r: integrando numericamente in dr questa funzione si ottiene un valore approssimato del volume del pezzo, compreso il canale di bava parzialmente riempito. Per ragioni di simmetria il materiale di partenza è uno spezzone di barra cilindrica, il cui volume viene calcolato dal programma del computer aumentando il volume prima determinato di circa il 5%, per tenere conto delle perdite di materiale per ossidazione (*calo*). Il dimensionamento del cilindro di partenza è ricavato dal suo volume ipotizzando un valore del rapporto h/d = 1,5-2, sia per ottenere buone distribuzioni delle fibre e sia per evitare instabilità del pezzo durante lo schiacciamento. Il programma a questo punto genera i due diagrammi della funzione S, dai quali è possibile ottenere indicazioni sullo spostamento di materiale necessario per passare dallo spezzone di partenza al finito. Sulla base di queste indicazioni, è *qualitativamente* possibile valutare la necessità di una o due

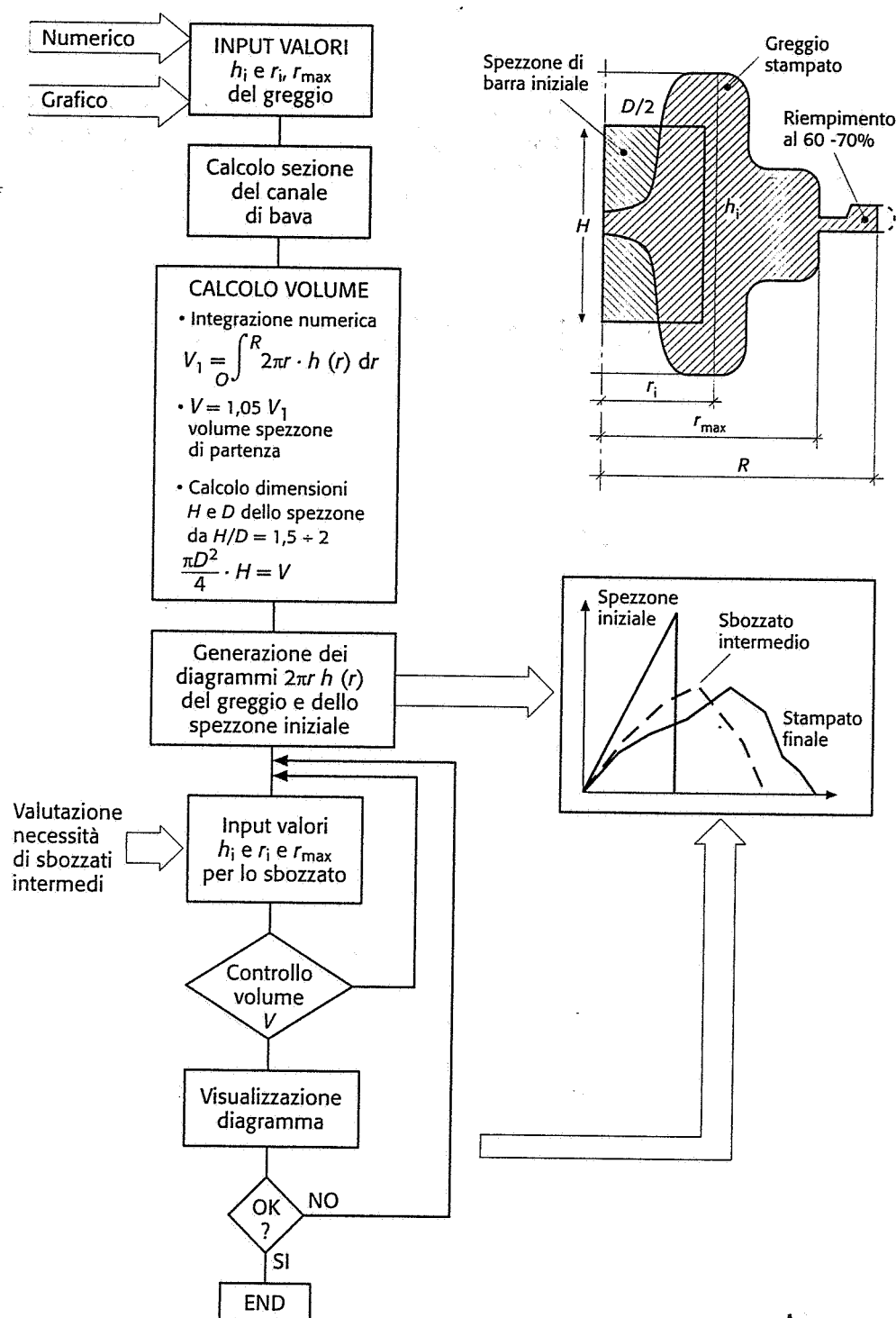



Fig. 5-41 *Flow-chart* di un programma per la scelta interattiva della forma e dimensioni dello spezzone di partenza e degli sbozzati intermedi.

sbozzature intermedie, fatte in modo da evitare spostamenti eccessivi di materiale; il disegno degli sbozzati può essere fatto come quello del greggio di stampaggio, cioè per via numerica o grafica, tenendo conto che il canale di bava non è necessario negli stampi sbozzatori e che il volume, che il programma calcola automaticamente, deve essere uguale o leggermente maggiore. Per ogni sbozzato il programma visualizza sul monitor il diagramma della funzione S per le considerazioni sullo spostamento di materia.

ISBN 88-408-1028-5

Illustriamo con due esempi questa procedura.

Caso di pezzi assialsimmetrici

Il disegno dell'incisione sullo stampo finitore, ottenuto mediante le modifiche al disegno dell'elemento finito (fig. 5-42), con il canale di bava riempito circa per il 50-60% (soprametalli, angoli di sformo, raggi di raccordo, canale di bava, bave interne, ecc.) è riportato nella figura 5-43. Per procedere alla scelta del semilavorato di partenza (spezzone di barra) e allo studio degli eventuali sbozzati intermedi e della loro conformazione, si opera come segue:

- è opportuno valutare la difficoltà di stampaggio con il metodo proposto da Teterin, mediante il calcolo del *fattore di difficoltà di forma*

$$\alpha = X_f/X_c \tag{5-48}$$

dove $X_f = P^2/F \qquad X_c = P_c^2/F_c$

P, P_c = perimetro della sezione assiale e F, F_c = area della sezione assiale (l'indice c si riferisce al cilindro circoscritto al pezzo stampato).

Il valore del fattore α aumenta con la complessità della forma del pezzo. Il numero di sbozzati intermedi è legato quindi a questo valore, ma purtroppo solo qualitativamente. Comunque il semplice calcolo di α è opportuno anche per confrontarlo con quello degli sbozzati, che devono avere una forma più semplice e quindi valore di α più basso.
Per il pezzo della figura 5-43 il valore di α è circa pari a 6,6.

- Con un foglio elettronico (o con altri metodi) si imposta, per ogni valore del raggio, avendo prefissato un certo step, la funzione $2\pi \cdot R \cdot H$, e, con integrazione numerica, si calcola anche il volume: l'andamento della funzione $2\pi \cdot R \cdot H$ si riporta in un diagramma (fig. 5-45);

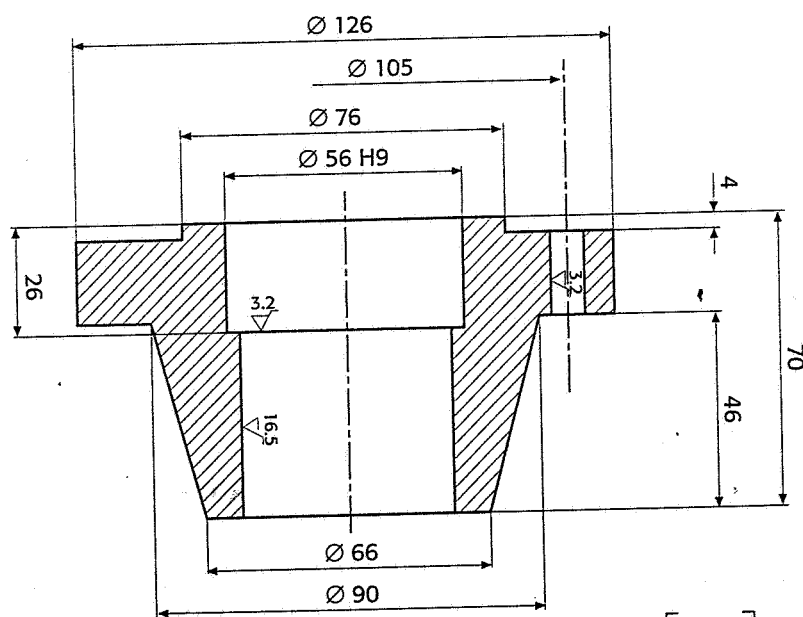



Fig. 5-42 Disegno dell'elemento finito.

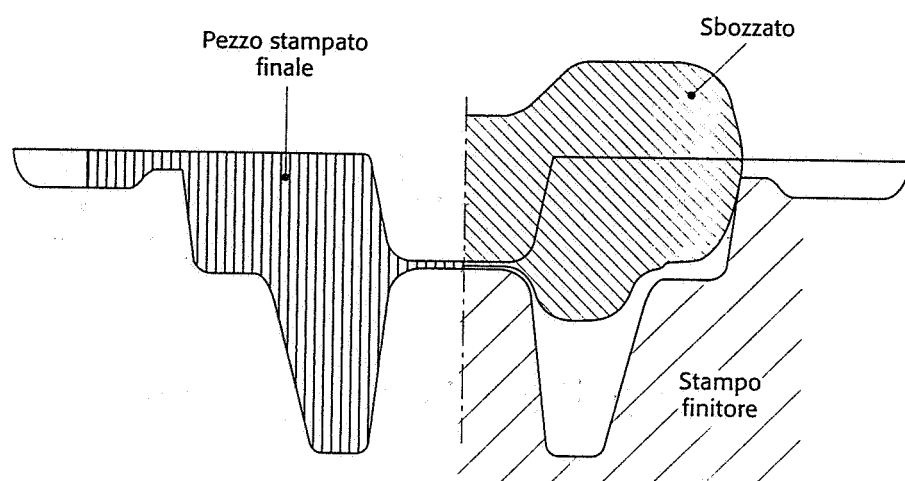



Fig. 5-43 Disegno del pezzo stampato e sbozzato intermedio posizionato sullo stampo finitore.

- Si calcolano le dimensioni dello spezzone di barra cilindrica di partenza considerando un volume pari a quello prima trovato aumentato di circa il 5% e impostando valori di *H*/*D* variabili tra 1 e 2 circa; occorre inoltre controllare che il diametro trovato sia reperibile in commercio e che trovi uno stabile riferimento nello stampo sbozzatore;
- Per quanto riguarda il disegno dello sbozzato intermedio (supponendo che ne sia sufficiente uno), si possono adottare le seguenti linee guida:
  - lo sbozzato deve trovare un riferimento nell'impronta dello stampo finitore, seppure con un certo gioco, analogamente al fatto che lo spezzone di barra deve trovare riferimento nella cavità dello stampo sbozzatore;
  - lo sbozzato deve avere raggi di raccordo generalmente maggiori dello stampato finale, molto ampi per permettere un sicuro riempimento del relativo stampo sbozzatore, che spesso è senza canale di bava;
  - il riempimento della cavità deve preferibilmente avvenire per schiacciamento e risalita del materiale piuttosto che per estrusione, allo scopo di ridurre l'usura dello stampo: ciò significa che certe parti dello sbozzato devono essere a spessore minore e altre a spessore maggiore dello stampato finale (fig. 5-44).

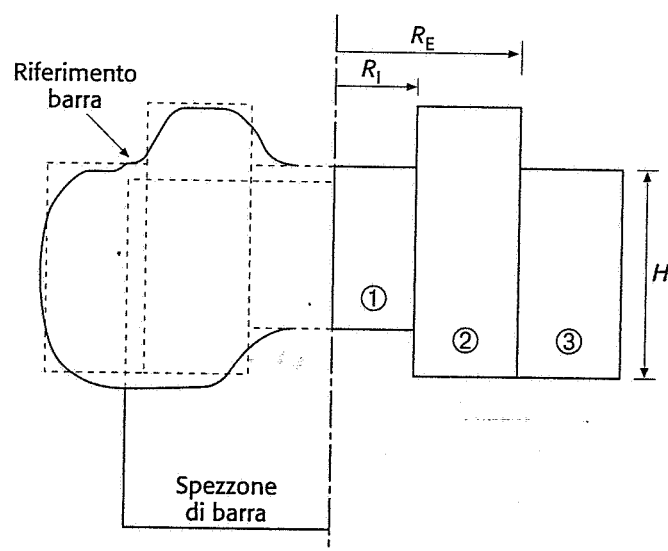



Fig. 5-44 Procedimento per il disegno dello sbozzato intermedio.

ISBN 88-408-1026

- sul disegno del greggio di stampaggio si ipotizza il disegno dello sbozzato come sopra spiegato, supponendo inizialmente che sia formato da parti toroidali concentriche a sezione rettangolare (fig. 5-44, *parte destra*): l'uso del foglio elettronico (o di altri metodi) aiuta a trovarne per tentativi le dimensioni, in modo che il volume rimanga approssimativamente quello calcolato precedentemente;
- a questo punto è possibile inserire ampi raggi di raccordo e angoli di sformo senza variare troppo il volume (fig. 5-44, *parte sinistra*); anche in questo caso è opportuno usare il foglio elettronico per poter aggiustare la forma dello sbozzato, mantenendo costante il volume;
- si calcola il fattore di difficoltà di forma α per lo sbozzato, valore che ovviamente deve risultare inferiore a quello dello stampato finale; nel caso dello sbozzato della figura 5-43 infatti si ottiene circa $\alpha = 1{,}3$, notevolmente inferiore al valore di 6,6 dello stampato finale; questa differenza è un indice dell'idoneità del disegno dello sbozzato.
- il foglio elettronico (o altro programma) fornisce i diagrammi (fig. 5-45) della funzione $2\pi \cdot R \cdot H$ per lo spezzone di barra, per lo sbozzato e per lo stampato finale, per un esame qualitativo dello spostamento di materiale nelle due fasi dello stampaggio (sbozzatura e finitura).

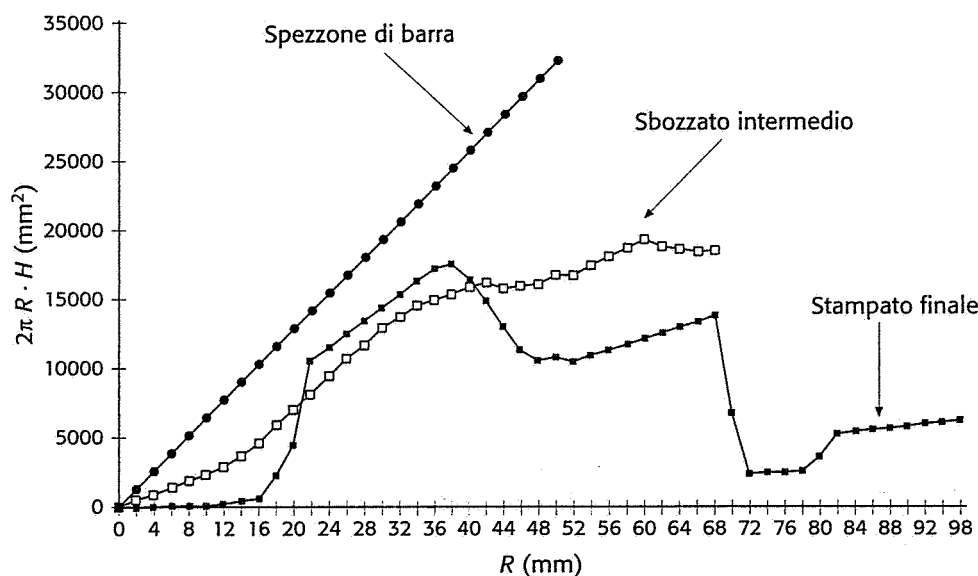
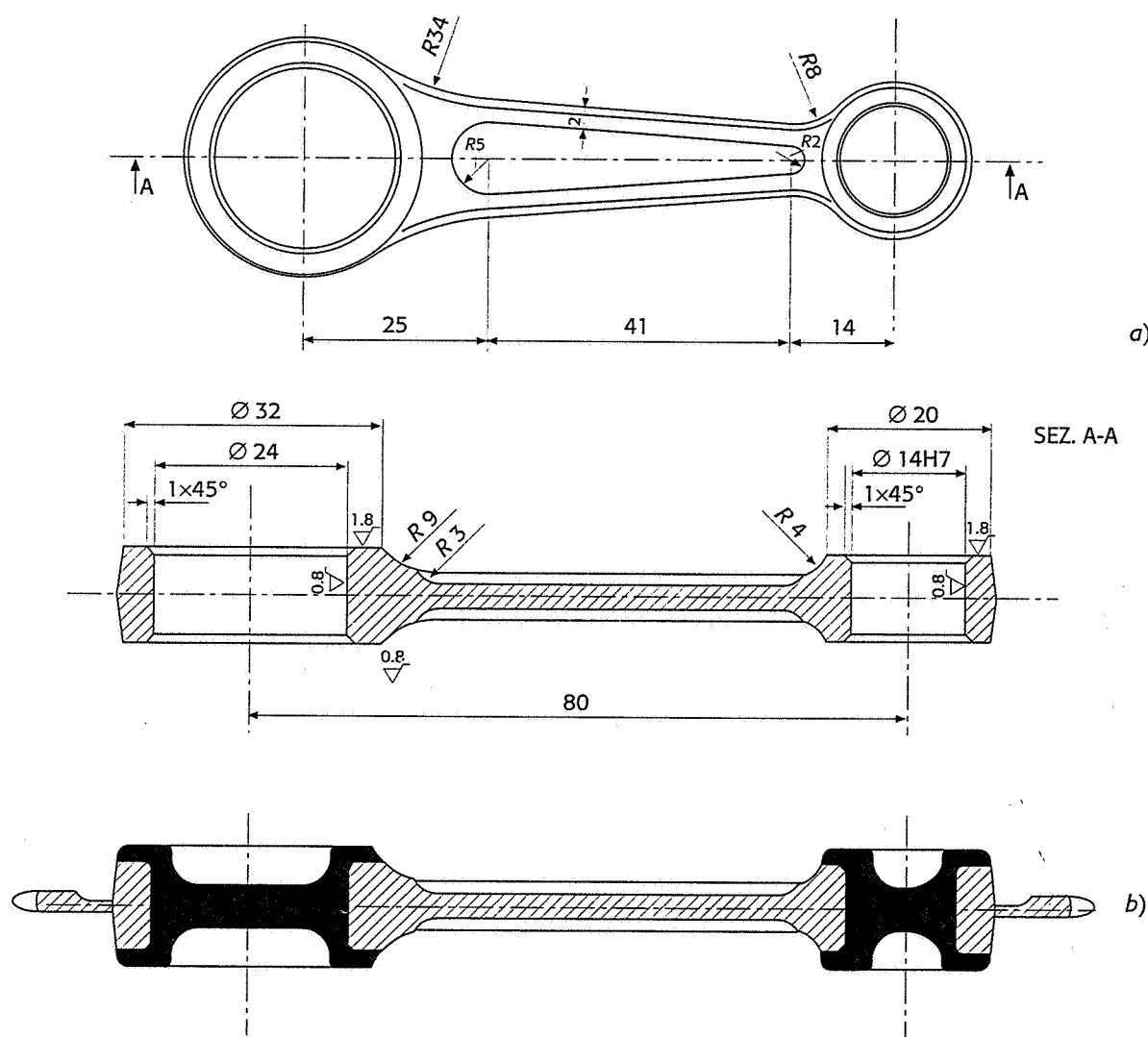



Fig. 5-45 Grafici relativi alla funzione $2\pi \cdot R \cdot H$ per lo stampato finale, per lo sbozzato e per lo spezzone di barra.

Caso di pezzi non assialsimmetrici

- Il disegno del greggio di stampaggio, ottenuto mediante le modifiche al disegno dell'elemento finito (fig. 5-46*a*), con il canale di bava riempito circa per il 50-60% (soprametalli, angoli di sformo, raggi di raccordo, canale di bava, bave interne, ecc.) è riportato nella figura 5-46*b*. Per procedere alla scelta del semilavorato di partenza (spezzone di barra) e allo studio degli eventuali sbozzati intermedi e della loro conformazione, si opera come segue:
  - si calcolano mediante un foglio elettronico (o metodi simili) i valori dell'area delle varie sezioni perpendicolari all'asse del pezzo prefissando un certo step (fig. 5-47*a*) e, mediante integrazione numerica si calcola il volume;

- si suddivide il volume così trovato in zone (3 in questo caso) (fig. 5-47*b*) e, per ognuna, si calcolano le dimensioni di forme semplici (sfere, cilindri, tronchi di cono, ecc.) di pari volume: le varie forme, opportunamente raccordate danno origine al disegno dello sbozzato (fig. 5-48*a*). Anche in questo caso occorre controllare che lo sbozzato, così disegnato, possa essere facilmente posizionato nell'incisione dello stampo finitore.
- le dimensioni della barra cilindrica di partenza (fig. 5-48*b*) si ricavano dal volume prima calcolato, aumentato del 5% circa e imponendo un diametro maggiore di quello medio dello stelo dello sbozzato e una lunghezza inferiore alla lunghezza dello sbozzato.

Fig. 5-46 *a*) Disegno del pezzo finito. *b*) Disegno del greggio di stampaggio.

5-5-6 Il ciclo di stampaggio

La lavorazione per stampaggio prevede un ciclo piuttosto complesso, con aspetti sui quali è opportuno soffermarsi. Le principali fasi sono le seguenti.

ISBN 88-408-1028-5

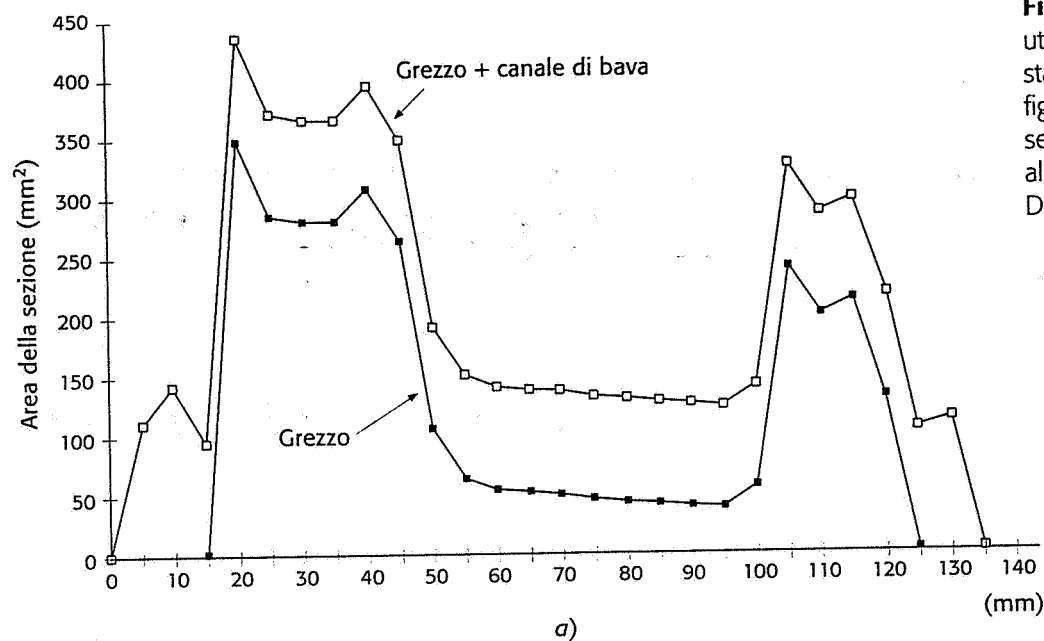



Fig. 5-47 Diagrammi utilizzati per lo studio dello stampaggio del pezzo della figura 5-46*b*. *a*) Aree delle sezioni perpendicolari all'asse del pezzo. *b*) Diagramma del volume.

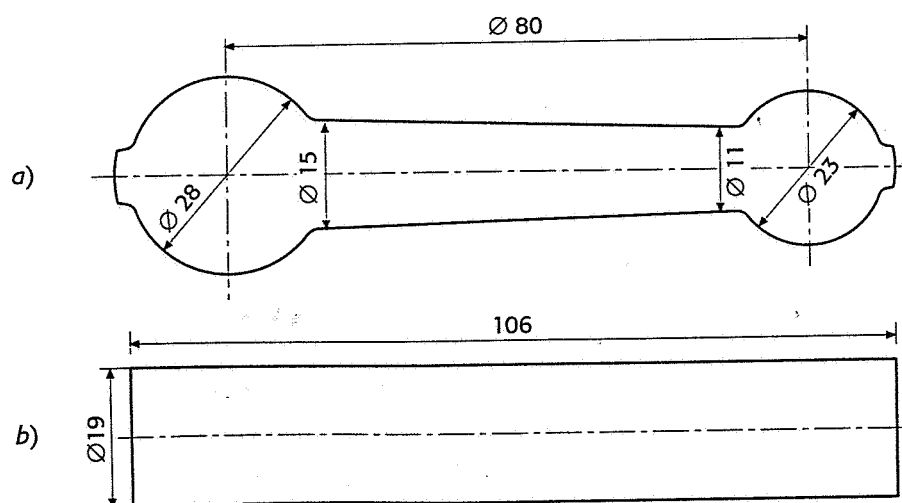
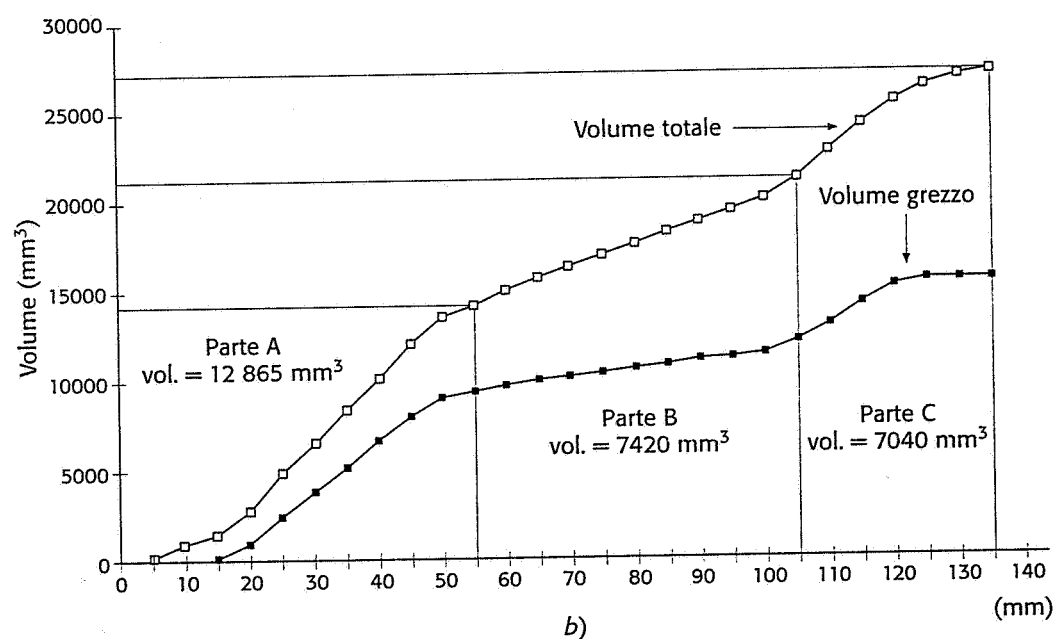



Fig. 5-48 *a*) Disegno dello sbozzato intermedio. *b*) Disegno della barra di partenza.

5-5-6a Taglio spezzoni e riscaldamento degli stessi

La forma degli spezzoni di partenza dipende essenzialmente dalla forma del greggio di stampaggio; per esempio se il pezzo è assialsimmetrico si usano, per motivi di simmetria, spezzoni cilindrici con asse normale al piano di bava, se il pezzo è sviluppato in lunghezza, si adottano spezzoni di barra o di billetta con asse parallelo al piano di bava.

Il riscaldamento in forno degli spezzoni ha lo scopo di portarli alla temperatura idonea per lo stampaggio, che deve essere la più alta possibile, senza tuttavia avvicinarsi al punto di fusione per evitare bruciature del materiale. Si tenga inoltre presente che tutta la lavorazione di stampaggio deve essere effettuata in un intervallo di temperatura abbastanza ristretto per cui, se il tempo richiesto è notevole, occorre effettuare più «calde», cioè intercalare alla lavorazione frequenti riscaldamenti del pezzo. Le norme UNI riportano gli intervalli di temperatura più convenienti per la lavorazione di stampaggio dei vari metalli.

5-5-6b Sbozzatura e stampaggio

Rappresentano le fasi di deformazione plastica vera e propria. La sbozzatura, quasi sempre necessaria anche per pezzi relativamente semplici, può essere effettuata, oltre che con gli stampi sbozzatori prima visti, anche con macchine ausiliarie quali il laminatoio sbozzatore, la martellatrice, la fucinatrice orizzontale (ricalcatrice).

5-5-6c Eliminazione delle bave

La bava esterna, causata dal riempimento parziale del canale di bava, e quella eventuale interna, dovuta alla sbozzatura di fori, vengono eliminate in appositi stampi tranciabava (fig. 5-49) montati su magli o su presse. L'operazione può essere fatta a caldo o a freddo: se fatta a freddo è necessaria una maggior forza disponibile nella macchina, viceversa, se fatta a caldo la durata dello stampo è maggiore.

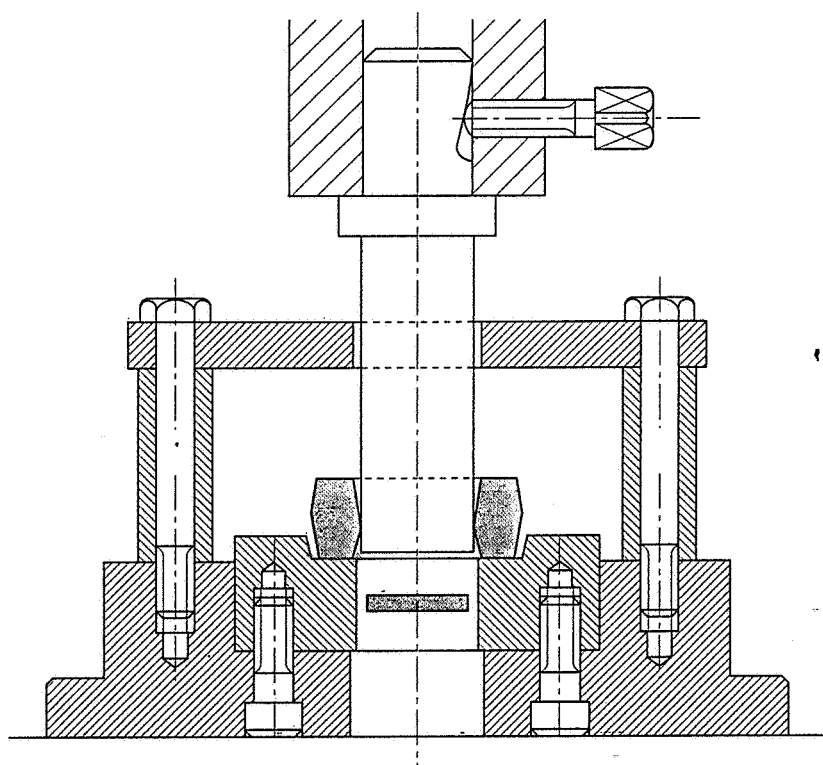



Fig. 5-49 Esempio di stampo tranciabave per bave interne.

ISBN 88-408-1028-5

5-5-6d Trattamento termico

I pezzi stampati possono subire trattamenti termici di vario tipo, a seconda del materiale e della loro funzione, cioè delle caratteristiche meccaniche e superficiali desiderate. Si citano per esempio i trattamenti per conferire particolare resistenza meccanica, come la bonifica e la normalizzazione, quelli adatti a eliminare tensioni interne, come la ricottura di distensione, quelli per conferire durezza superficiale, come la cementazione e la nitrurazione.

5-5-6e Pulitura superficiale

Dopo le varie operazioni fin qui subite il pezzo si trova certamente coperto da uno strato di ossido; per questo motivo il ciclo di stampaggio prevede operazioni di pulitura superficiale consistenti in un decappaggio (trattamento chimico) o in una sabbiatura o granigliatura (trattamenti meccanici).

5-5-6f Coniatura

Le tolleranze da prevedere sui pezzi stampati sono riportate indicativamente nelle tabelle 5-7, 5-8 che sono valide per acciai, leghe leggere e bronzo. Le tolleranze di grado «grossolano» sono adottate, per esempio, per quelle parti dell'elemento che richiedono ulteriori lavorazioni per asportazione di truciolo o per quelle superfici che non abbiano vincoli di ingombro; quelle di grado «normale» sono normalmente adottate per quelle parti che rimangono gregge di stampaggio: queste tolleranze si ottengono con un'operazione di stampaggio di finitura che viene eseguita sul pezzo stampato dopo la tranciatura delle bave. Le tolleranze di grado «preciso» si ottengono, dopo lo stampaggio a caldo di finitura con un'operazione di coniatura, detta anche calibratura a freddo, che ha lo scopo di portare a misura zone che non devono essere lavorate di macchina o di ridurre il soprametallo e renderlo costante, sì da richiedere solo operazioni di rettifica o di definire zone di riferimento per le operazioni sulle macchine utensili (è possibile raggiungere la qualità 13 del sistema ISO di tolleranza). Quest'operazione richiede pressioni elevatissime e per questo motivo si effettua di solito solo per i pezzi di piccole e medie dimensioni.

Tabella 5-7 Valori medi indicativi delle tolleranze dimensionali (in mm) per quote parallele alla direzione del colpo.

Dimensione nominale (mm)	**Tipo di tolleranza**		
	Grossolana	**Media**	**Precisa**
2 ÷ 10	+ 1 − 0,2	+ 0,5 − 0,3	± 0, 14
10 ÷3 0	+ 1,5 − 0,35	+ 0,7 − 0,4	± 0,15
30 ÷50	+ 1,5 − 0,5	+ 1,2 − 0,5	± 0,25
50 ÷80	+ 2 − 0,5	+ 1,2 − 0,5	–
80 ÷120	+ 2,5 − 0,7	+ 1,5 − 0,7	–
120 ÷200	+ 3 − 0,8	+ 2,5 − 0,8	–

Dimensione nominale (mm)	Tipo di tolleranza	
	Grossolana	Precisa
2 ÷ 10	± 0,7	± 0,3
10 ÷ 30	± 0,85	± 0,45
30 ÷ 50	± 1	± 0,5
50 ÷ 80	± 1,5	± 0,7
80 ÷ 120	± 1,5	± 0,8
120 ÷ 200	± 2	± 1
200 ÷ 400	± 2,5	± 1,25
400 ÷ 800	± 2,5	± 1,5
> 800	± 3,5	± 2,5

Tabella 5-8 Valori medi indicativi delle tolleranze dimensionali (in mm) per dimensioni perpendicolari alla direzione del colpo.

5-5-6g Controllo

L'ultima fase del ciclo, prima che i pezzi vengano spediti al reparto macchine utensili, è il controllo di qualità che prevede misure di durezza, controlli non distruttivi per l'evidenziazione di difetti, controlli dimensionali.

5-5-7 Applicazione di tecniche CAE allo stampaggio a caldo

Nel settore dello stampaggio a caldo già da tempo le tecniche CAE sono di notevole ausilio nei seguenti aspetti.

5-5-7a Disegno automatico del greggio e degli stampi

In questo caso di fondamentale importanza è il collegamento dei sistemi CAE con data base tecnologici, nei quali sono memorizzate le «regole» per la scelta dei soprametalli, angoli di sformo, raggi di raccordo, posizione del piano di bava, ecc., in modo da rappresentare la conoscenza generale o della singola azienda sul processo di stampaggio.

Il modello CAD del pezzo finito (fig. 5-50) viene automaticamente trasformato nel modello CAD del greggio di stampaggio, mediante operazioni simili a quelle già illustrate nel caso della fonderia, previa consultazione del data base tecnologico; al greggio viene anche aggiunto, mediante operazione topologica di fusione, il modello CAD del canale di bava automaticamente dimensionato in base ai dati di input. Il modello CAD di ogni semistampo viene poi facilmente ottenuto mediante operazione topologica di taglio tra un parallelepipedo e il modello CAD del greggio prima ottenuto, opportunamente *espanso* per tenere conto del ritiro. Da quest'ultimo modello CAD è possibile ottenere tutta la documentazione grafica desiderata, come i disegni quotati degli stampi, e soprattutto, mediante la parte CAM del programma, i part program per la lavorazione a controllo numerico degli stampi.

ISBN 88-408-1028-5

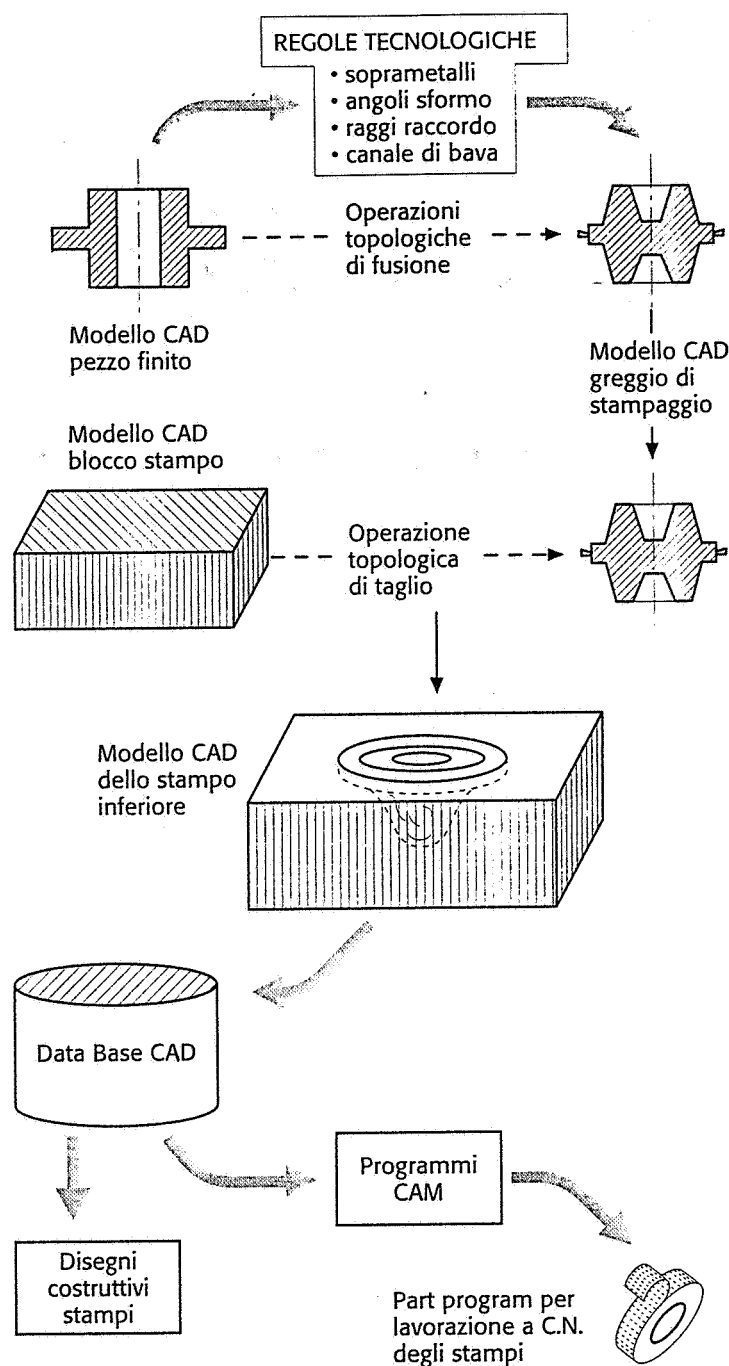



Fig. 5-50 Tecnica CAE per disegno automatico degli stampi e per la loro lavorazione su centri di lavoro a CN.

5-5-7b Valutazione dei parametri del processo

Alcuni programmi collegati ai sistemi CAD di cui sopra sono in grado di valutare, per una data geometria dello stampo, e per certe condizioni iniziali definite dall'utilizzatore (temperatura degli stampi, velocità di stampaggio, materiale, lubrificazione, ecc.) l'andamento delle tensioni e delle deformazioni nel pezzo, della forza di stampaggio in corrispondenza dei vari punti della corsa dello stampo superiore. È anche possibile valutare numericamente le tensioni nei vari punti degli stampi e prevedere fenomeni di rottura o deformazione plastica degli stessi.

Questi calcoli sono effettuati dal computer sulla base di modelli teorici di comportamento del materiale per mezzo di algoritmi veloci come la *slab analysis*, il metodo *upper bound* e le differenze finite.

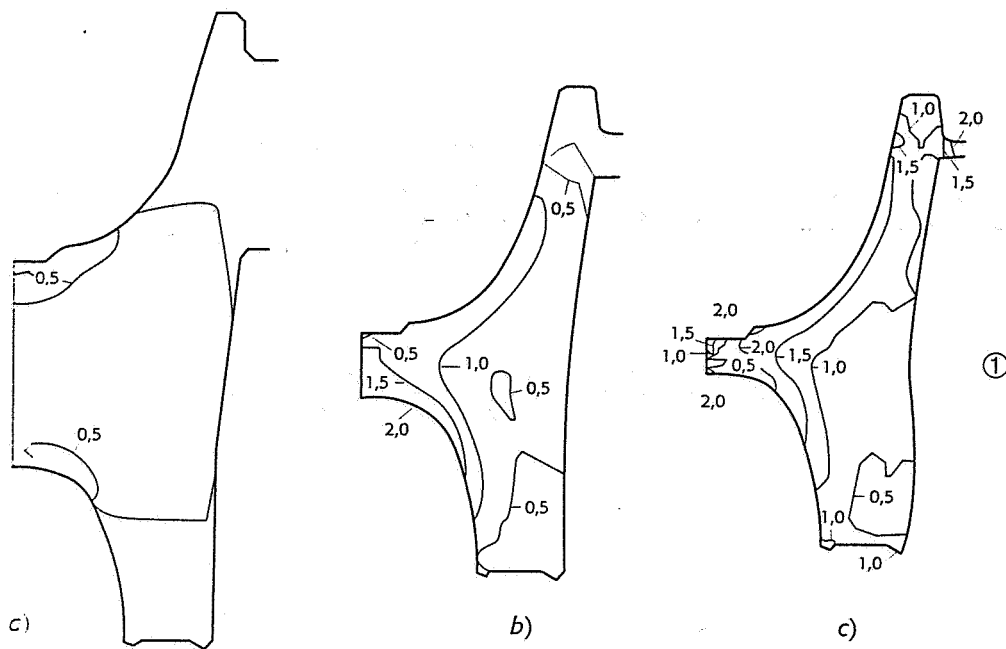
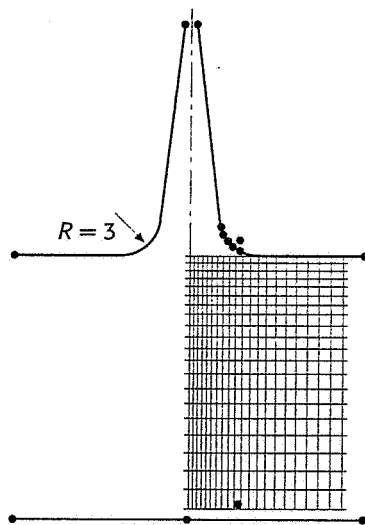
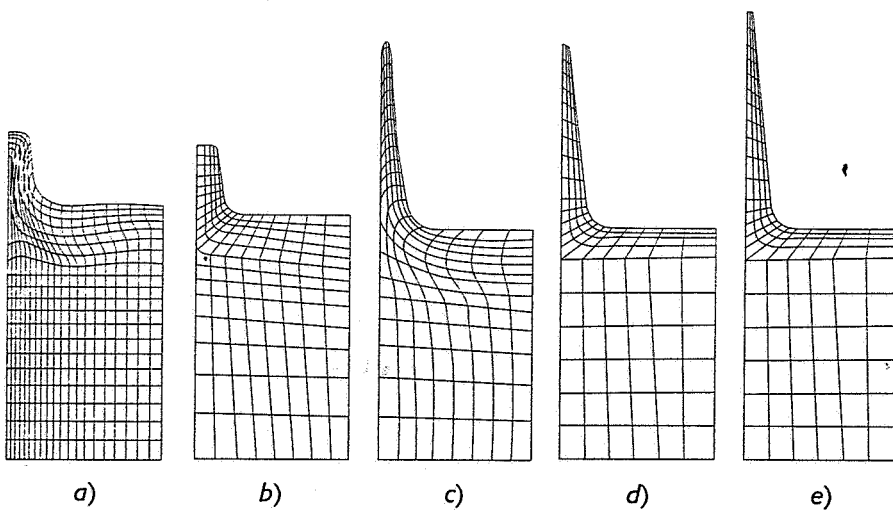



Fig. 5-51 Esempi di applicazione del metodo FEM allo stampaggio a caldo:
1) linee di ugual deformazione per varie posizioni dello stampo superiore;
2) distorsione del materiale per varie posizioni dello stampo superiore.

ISBN 88-408-1028-5

L'elevata interattività dei sistemi CAD e la velocità degli algoritmi permettono di prevedere i risultati di un'operazione di stampaggio variando i parametri iniziali, tra cui la temperatura del pezzo e la sua forma; in questo modo è anche possibile controllare l'effetto di sbozzati intermedi.

5-5-7c Simulazione del processo

Alcuni programmi permettono un'analisi più dettagliata del processo, basata su tecniche a elementi finiti (FEM). È cioè possibile effettuare «esperimenti» simulati di stampaggio, con varie forme di sbozzati o di spezzoni iniziali e con varie geometrie degli stampi, ottenendo sul video la rappresentazione della distorsione nella griglia di partenza per l'applicazione del metodo FEM, utili informazioni sul riempimento degli stampi, nonché ovviamente i valori di tensione e deformazione nei vari punti del materiale. La figura 5-51 riporta alcuni risultati dell'applicazione del metodo FEM a operazioni di stampaggio.

5-6 La ricalcatura e l'elettroricalcatura

Il principio della *ricalcatura* è quello di realizzare su una barra cilindrica un allargamento di una sua estremità o di una sua parte centrale, mediante deformazione plastica. A tale sezione ingrossata può essere conferita una particolare forma mediante appositi stampi. Tale operazione viene effettuata a caldo su particolari tipi di presse, dette *ricalcatrici* o, a freddo, su macchine speciali, per particolari di forma semplice. La figura 5-52 riporta una sequenza tipica di questo processo: nella fase *a* la barra (preriscaldata o meno) viene inserita tra due semimatrici aperte; nella fase *b* le due semimatrici si chiudono e serrano la barra per attrito, quindi un punzone agisce in direzione assiale sulla parte rimasta libera della barra, deformandola e obbligandola a riempire la cavità nella matrice. Al termine dell'operazione, l'estremità della barra (o una sua parte centrale) ha assunto la forma definita dalla conformazione della matrice e del punzone; il pezzo può essere anche tagliato dal resto della barra mediante l'azione di una lama troncatrice facente parte dello stampo. Se la forma desiderata è complessa occorrono varie sbozzature intermedie, studiate secondo i principi già illustrati per lo stampaggio, che vengono effettuate con semimatrici e punzoni localizzati sulla stessa macchina, in modo che la barra possa passare da uno stampo all'altro in un tempo molto breve. Nella figura 5-52 sono anche riportati alcuni tipici pezzi ottenuti con questo procedimento. Altri componenti tipici così ottenuti sono chiodi, rivetti, bulloni e simili.

I limiti principali del processo riguardano sia la massima deformazione ammissibile dal particolare materiale usato sia il rapporto L_0/D_0, all'aumentare del quale si può andare incontro a fenomeni di instabilità a carico di punta e a deformazioni non corrette. Quest'ultimo limite è pari a circa 2,5 per ogni stadio di deformazione.

Valori maggiori di questo rapporto possono essere ottenuti con l'*elettroricalcatura* (fig. 5-53). In questo processo la barra viene riscaldata per effetto Joule, grazie al passaggio di corrente tra un incudine mobile e una pinza di bloccaggio, entro la quale la barra può scorrere. La barra viene premuta contro l'incudine che, contemporaneamente, arretra e aumenta il suo diametro nella parte riscaldata, quindi più facilmente deformabile. In pratica il limite del rapporto L_0/D_0dipende

ISBN 88-408-1028-5

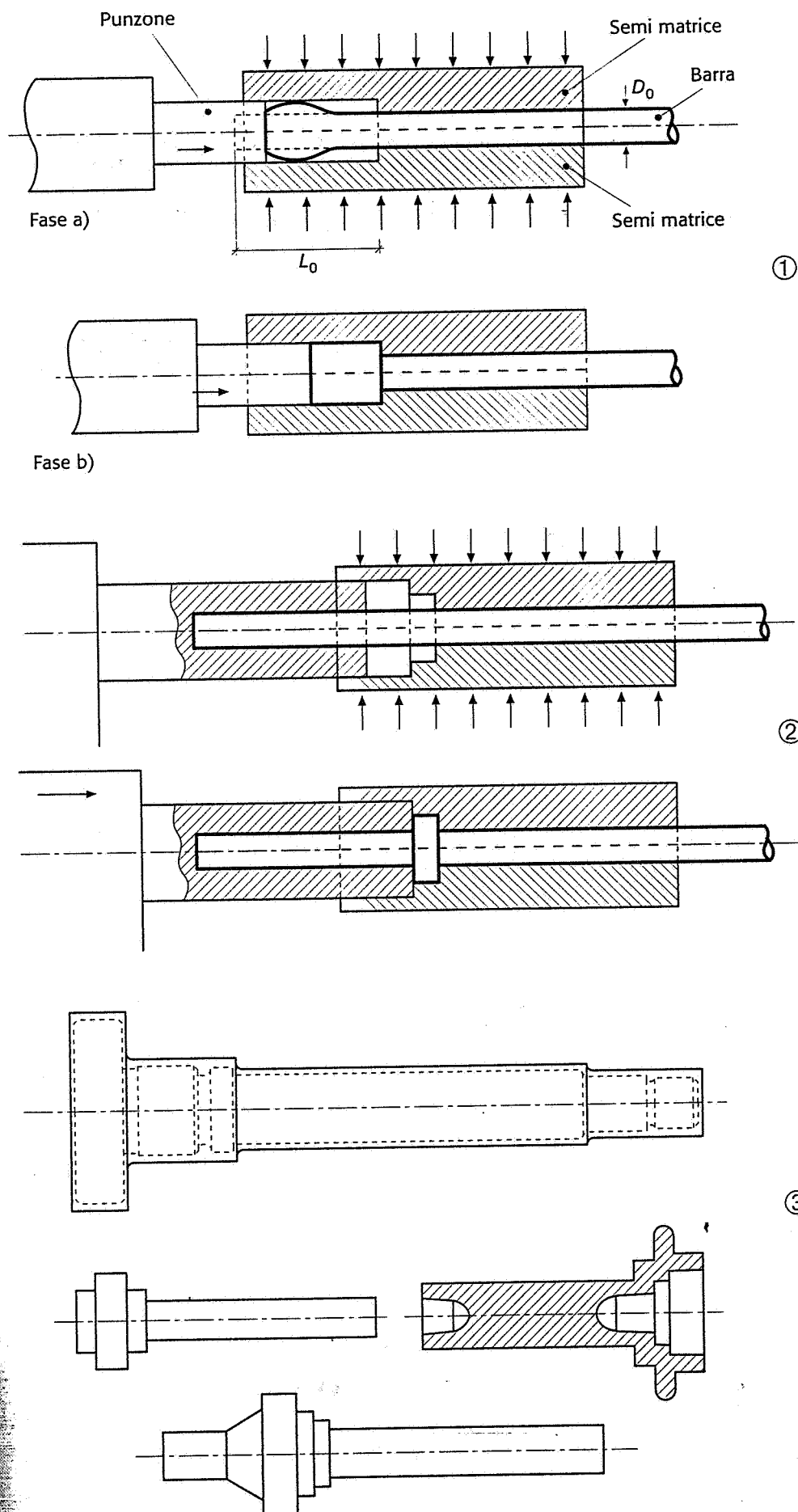



Fig. 5-52 1) Principio della ricalcatura effettuata per una estremità della barra. 2) Lo stesso principio applicato a una parte centrale della barra. 3) Esempio di pezzi ottenuti per ricalcatura.

ISBN 88-408-1028-5

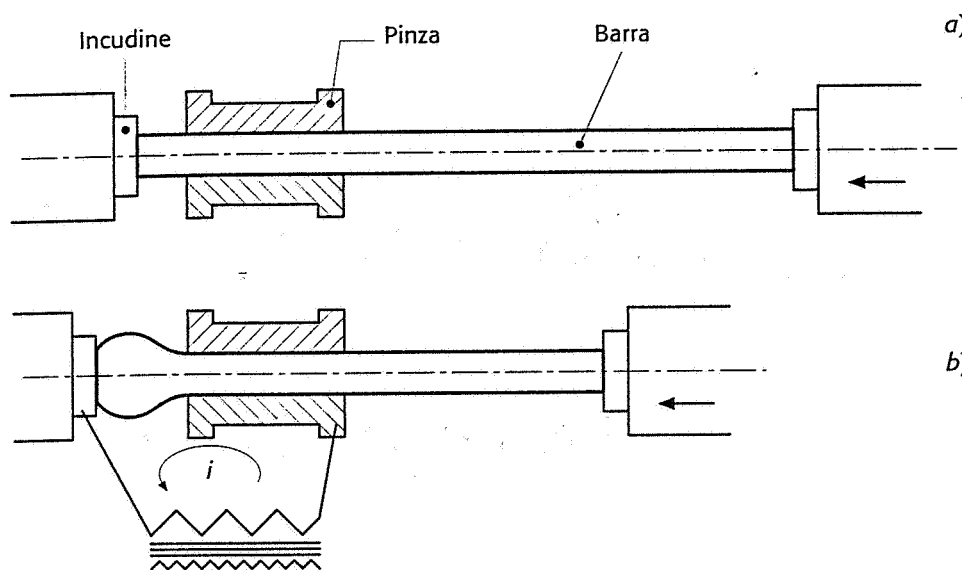



Fig. 5-53 Principio della elettroricalcatura.

solo dalla corsa dell'incudine. La forma della parte deformata è in questo caso semplice, data l'assenza della matrice. Questo processo si usa normalmente per produrre sbozzati che subiscono poi ulteriori lavorazioni di ricalcatura (ad esempio, valvole a fungo per motori, semiassi, ecc.). Se da un lato questo processo permette di superare i limiti della ricalcatura e richiedere un minore numero di passaggi per arrivare alla forma finale, tuttavia esso richiede barre con maggior finitura superficiale (pelate o trafilate) e quindi di maggiore costo, per ottenere un buon contatto elettrico nella pinza.

5-7 L'estrusione e la trafilatura

5-7-1 L'estrusione

L'estrusione è un processo di deformazione plastica, a caldo o a freddo, che permette di ottenere principalmente dei semilavorati di sezione anche complessa, come quelli riportati in figura 5-54, oppure pezzi singoli. In tale processo uno spezzone di barra a sezione generalmente circolare (massello), introdotto in un contenitore, viene sottoposto a forze di compressione attraverso una pressa orizzontale e obbligato a fuoriuscire da una *matrice* la cui sezione corrisponde, in forma e dimensioni, al prodotto desiderato (fig. 5-55).

Questa lavorazione si effettua sia su materiali a elevata deformabilità, come ottone e leghe di alluminio, sia su acciai e può avvenire sia a caldo sia a freddo. È caratterizzata da elevata produttività ed elevate riduzioni di sezione.

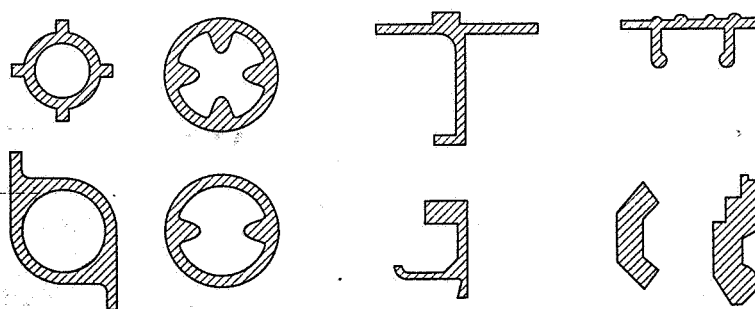



Fig. 5-54 Alcuni esempi di sezioni ottenute per estrusione.

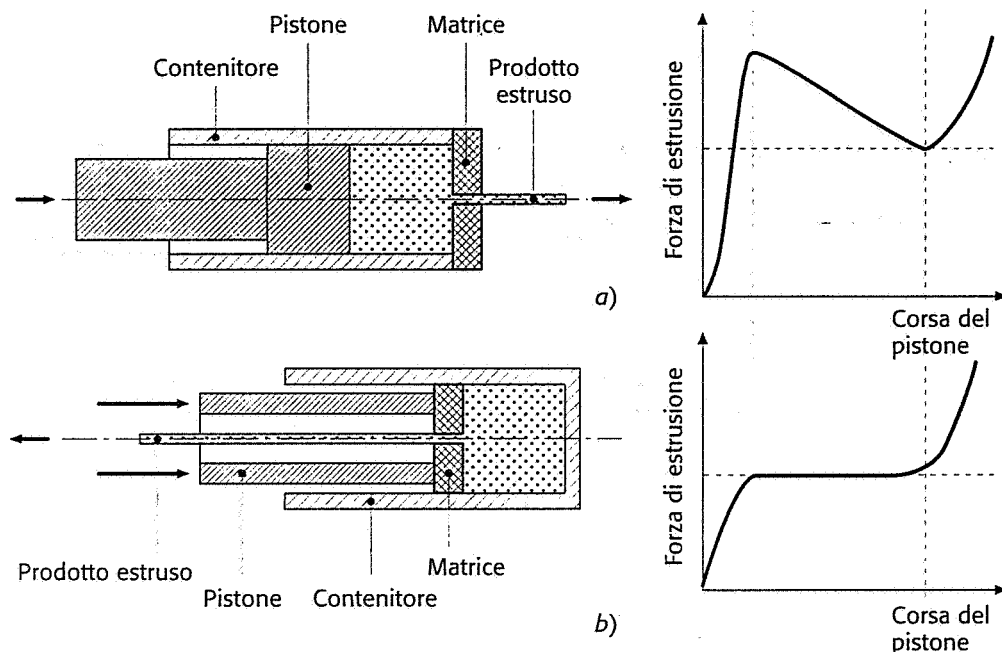



Fig. 5-55 Principio dell'operazione di estrusione, diretta *a*) e inversa *b*) e relativi diagrammi qualitativi dell'andamento della forza di estrusione in funzione della corsa del pistone premente.

L'estrusione a caldo comporta evidentemente minori forze a parità di deformazione, ma occorre risolvere i problemi creati dall'ossidazione dello spezzone iniziale e quelli della lubrificazione a temperatura elevata. Queste temperature vanno da un range di 400-500 °C per le leghe di alluminio a uno di 900-1300 °C per gli acciai, a uno di 650-1000 °C per le leghe di rame.

Il primo problema, che può provocare deformazioni poco omogenee dato il differente coefficiente di attrito tra il metallo e il suo ossido, viene risolto usando un pistone premente di diametro inferiore a quello del contenitore; in questo modo lo strato di ossido rimane aderente alle pareti come una «pelle». Il secondo problema viene risolto usando, specie con gli acciai, il vetro fuso come lubrificante, che mantiene una buona viscosità alle alte temperature e costituisce inoltre un buon coibente termico che rallenta il raffreddamento dello spezzone di barra. Nel caso di materiali non ferrosi, in considerazione della minor temperatura di lavorazione, si usa grafite o bisolfuro di molibdeno.

L'estrusione a freddo, nonostante richieda forze più elevate, permette di ottenere migliori caratteristiche meccaniche e migliore qualità del prodotto, in termini di finitura superficiale e precisione dimensionale.

I metodi principali usati per estrudere sono i due illustrati nella figura 5-55 e cioè l'estrusione *diretta* e quella *inversa.* Nella stessa figura sono riportati gli andamenti qualitativi della forza di estrusione in funzione della corsa del pistone premente. La forza totale di estrusione è la risultante della componente necessaria a provocare la deformazione plastica del materiale e della componente necessaria per vincere gli attriti. Nella prima parte della corsa del pistone la forza aumenta fino al completo riempimento della camera di estrusione, ma nel caso di estrusione diretta la forza raggiunge un valore più elevato, in quanto deve essere superato l'attrito di primo distacco nel movimento dello spezzone di barra rispetto alle pareti del contenitore, movimento assente nel caso di estrusione inversa. Nella seconda parte della corsa, laddove avviene l'estrusione vera e propria, la forza si mantiene costante, nel caso dell'estrusione inversa, mentre, nel caso della diretta, il valore della forza prima raggiunto decresce, corrispon-

ISBN 88-408-1026-5

dentemente al fatto che la superficie di attrito col contenitore va progressivamente diminuendo. Nell'ultima fase della corsa la forza nei due casi aumenta rapidamente, a causa della maggior complessità della deformazione plastica, che prevede movimenti anche radiali del materiale con maggiori superfici di attrito. Per questi motivi non si riesce a estrudere completamente il massello e quindi l'ultima parte viene tagliata ed eliminata dal contenitore.

È opportuno notare che, nell'estrusione diretta, la velocità di efflusso del metallo al centro della sezione è maggiore rispetto ai bordi, zona dove è presente l'attrito con le pareti del contenitore. Questo effetto può provocare dei difetti nella parte centrale del prodotto estruso. Questo difetto è anche legato, nell'estrusione a caldo, alla superficie ossidata dello spezzone, che non riesce a saldarsi in corrispondenza delle cavità centrali. Un metodo per ovviare a questo inconveniente è proprio quello, prima indicato, di usare pistoni di diametro minore di quello del contenitore, in modo che lo strato di ossido rimanga aderente alle pareti e le eventuali cavità che si formano si possano agevolmente richiudere.

L'estrusione inversa non presenta questo fenomeno ed è caratterizzata da forze inferiori, quindi richiede presse di minori prestazioni; d'altro lato il costo del pistone cavo è generalmente maggiore.

La parte più importante dell'attrezzatura per effettuare l'estrusione è la *matrice*, normalmente realizzata in acciai con elevata resistenza a caldo o in carburi sinterizzati; il suo progetto richiede molta esperienza, anche se oggi le tecniche CAE, di seguito illustrate, sono di valido ausilio. La sezione più semplice di matrice è riportata in figura 5-56: come si nota il tratto conico di imbocco è seguito da una zona a pareti parallele che svolge la funzione di calibrare le dimensioni del prodotto e di offrire materiale per le lavorazioni che la matrice dovrà subire in seguito agli inevitabili fenomeni di usura. La lunghezza di tale zona influenza l'entità delle forze di attrito che agiscono sul prodotto estruso in uscita. I prodotti caratterizzati da sezioni con parti sottili e parti massicce, a causa della differente resistenza offerta al flusso del materiale, tendono a incurvarsi o a presentare ondulazioni. Per evitare questi fenomeni si varia appunto la lunghezza di questa zona calibratrice, compensando la maggior facilità di uscita con maggiori forze di attrito.

Fig. 5-56 Sezione di una semplice matrice per estrusione, a: lunghezza del tratto di calibrazione.

Per quanto riguarda la valutazione della forza di estrusione, il calcolo teorico difficilmente può tenere conto dell'attrito, che gioca un ruolo molto importante, dell'angolo di apertura della matrice e delle deformazioni interne del materiale e della temperatura. Per questo motivo si può fare uso di alcune formule pratiche, una delle quali è la seguente:

$$p = \sigma_f (k_1 + k_2 \cdot \ln r) \qquad (5\text{-}49)$$

dove p è la pressione esercitata sul massello, k_1 e k_2 sono costanti adimensionali sperimentali e hanno i seguenti valori:

$$k_1 = 0{,}8 \qquad k_2 = 1{,}2\text{-}1{,}5 \qquad (5\text{-}50)$$

mentre r, rapporto di estrusione, è il rapporto tra l'area della sezione dello spezzone di partenza e l'area della sezione del prodotto estruso, σ_f è il *flow stress* medio del materiale.

Un interessante *metodo sperimentale*, usato per studiare i processi di deformazione plastica, è quello della visioplasticità, che permette di

verificare le modalità di deformazione nel caso di estrusione(fig. 5-57): lo spezzone di barra da estrudere viene diviso in due parti con un taglio assiale, una delle due superfici corrispondenti al piano di sezione viene incisa con una griglia di opportune dimensioni, quindi le due parti vengono unite con un brasatura (saldatura a bassa temperatura, senza fusione del materiale base) e il tutto estruso. Dopo l'estrusione lo studio della griglia deformata permette di risalire allo stato di tensione e deformazione nei vari punti. In particolare si può mettere in rilievo la formazione di *zone morte* sul fondo del contenitore intorno alla matrice e valutare l'effetto dell'attrito nella matrice e sulle pareti del contenitore.

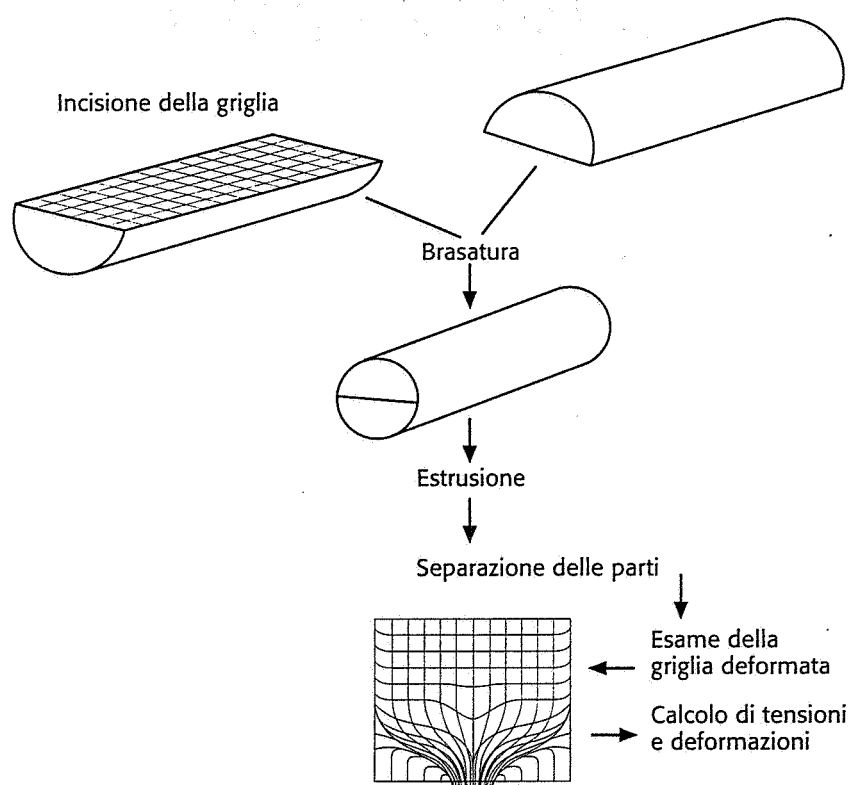



Fig. 5-57 Schematizzazione del metodo sperimentale della visioplasticità.

Un particolare processo di estrusione, utilizzato per pezzi singoli, è quello per urto (o alla pressa), impiegato per la produzione di pezzi quali bossoli, capsule, contenitori a parete sottile, ecc. Il pezzo da estrudere (fig. 5-58) viene posto entro una matrice, ove subisce l'azione di un punzone collegato alla slitta di una pressa. In tal modo il metallo è costretto a risalire intorno al punzone attraverso lo spazio rimasto libero tra il punzone stesso e la matrice, che ne definisce lo spessore.

5-7-2 La trafilatura

La trafilatura è un procedimento di deformazione plastica effettuato normalmente a freddo, nel quale (fig. 5-59) il materiale viene obbligato, tramite una forza di trazione, a passare attraverso il foro calibrato di una *filiera* per assumerne le dimensioni. Quest'operazione ha caratteristiche di finitura in quanto permette di ottenere prodotti (fili, tubi e barre) con notevole finitura superficiale e precisione dimensionale, nettamente superiori a quelle ottenibili col processo di laminazione.

ISBN 88-40

Punzone

Dischetto

Matrice

Prodotto estruso

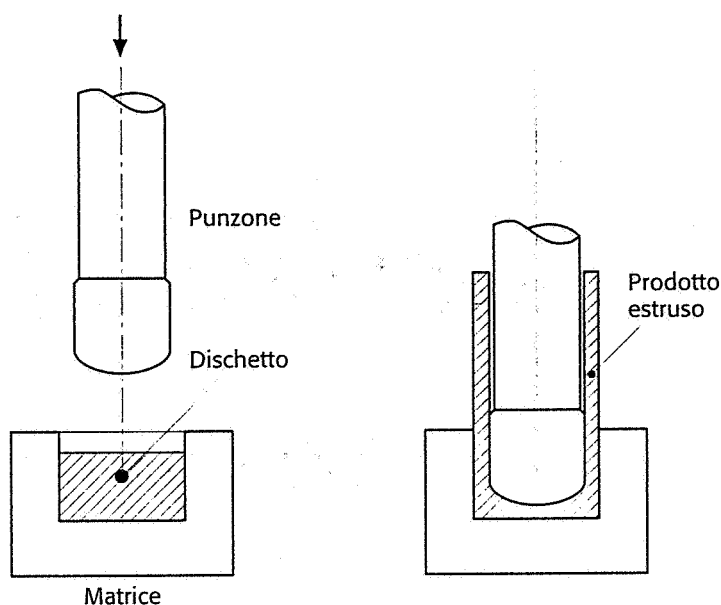



Fig. 5-58 Principio dell'estrusione alla pressa.

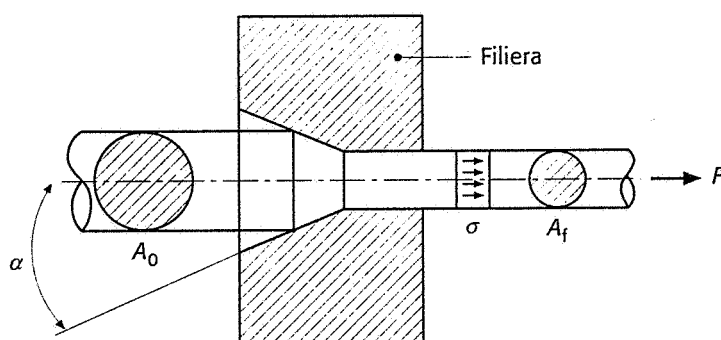



Fig. 5-59 Schema del processo di trafilatura.

La figura 5-60 riporta un esempio di geometria di una filiera il cui profilo interno presenta una zona di imbocco *a*, una zona conica di trafilatura *b*, una parte cilindrica di calibratura *c* e infine un cono di uscita *d* del prodotto trafilato. Le dimensioni della zona di calibratura devono tenere conto del *ritorno elastico* del materiale. La filiera deve avere un'elevata resistenza all'usura e alla compressione. I materiali più usati sono gli acciai da utensili, i carburi sinterizzati e il diamante: in questi ultimi due casi la filiera vera e propria viene inglobata in una matrice metallica.

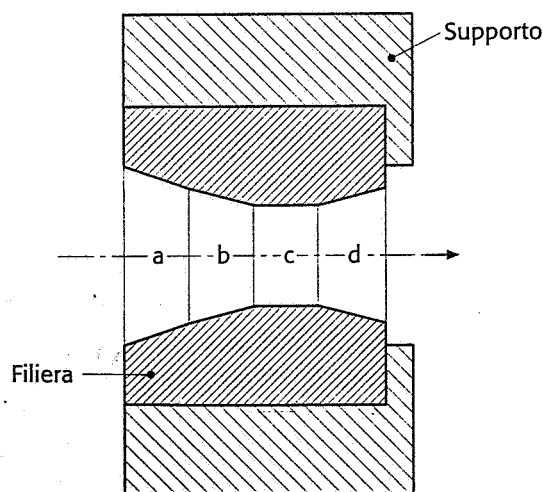



Fig. 5-60 Tipica geometria di una filiera per trafilatura.

Di fondamentale importanza in questo procedimento è la *lubrificazione,* per poter ridurre l'attrito fra il trafilato e le pareti della filiera e poter così diminuire la forza di trazione: si usano a questo scopo lubrificanti come saponi, oli, grassi. Il valore del coefficiente di attrito è circa 0,03-0,1.

Dall'applicazione del metodo *slab analysis* è possibile studiare lo stato di tensione del materiale all'uscita della filiera, nell'ipotesi di attrito costante sulle pareti della filiera stessa e quindi calcolare la forza di trafilatura. Da questo studio si ricava la seguente espressione, con la simbologia riportata nella figura 5-59 e dove μ è il coefficiente di attrito e σ_f è il *flow stress* medio del materiale, espressione in buon accordo con i dati sperimentali, per piccoli valori dell'angolo α:

$$\sigma = \sigma_f\left(1 - \left(\frac{A_0}{A_f}\right)^{\mu \cdot \mathrm{ctg}\alpha}\right)\left(1 + \frac{\mathrm{tg}\alpha}{\mu}\right) \qquad (5\text{-}51)$$

Si può tuttavia ricorrere alla seguente espressione semplificata:

$$\sigma = \sigma_f\left[\ln\frac{A_0}{A_f}\cdot\left(1 + \frac{\mu}{\alpha}\right)\right] \qquad (5\text{-}52)$$

che può essere considerata dovuta al contributo della tensione

$$\sigma' = \sigma_f \ln\frac{A_0}{A_f} \qquad (5\text{-}53)$$

relativa al caso ideale di assenza di attrito, e della tensione

$$\sigma'' = \sigma_f \ln\frac{\mu}{\alpha} \qquad (5\text{-}54)$$

dovuta all'effetto dell'attrito. A questi termini è opportuno poi aggiungere il termine legato alla distorsione interna del materiale, che è possibile mettere in risalto con la già citata tecnica della visioplasticità: tale termine può essere valutato in modo semplificato con la seguente espressione:

$$\sigma''' = \sigma_f \frac{2}{3}\alpha \qquad (5\text{-}55)$$

Dalle precedenti espressioni si nota che:

- la tensione di trazione complessiva σ rappresenta il contributo di un termine σ' che non è funzione dell'angolo α, e di due termini σ'' e σ''' funzioni decrescente e crescente dell'angolo α. Ciò significa che esiste un valore dell'angolo α per il quale il valore di questa tensione è minimo;
- la tensione di trazione aumenta, a parità di altre condizioni, con l'aumentare della riduzione di sezione A_0/A_f. Per questo motivo esiste un limite massimo di riduzione, che corrisponde al raggiungimento del valore del *flow stress* del materiale nella zona esterna alla filiera dove il materiale deve rimanere in regime elastico. Si ha cioè, nel caso ideale di assenza di attrito:

$$\sigma = \sigma_f \cdot \ln\frac{A_0}{A_f} = \sigma_f \quad \text{per} \quad \ln\frac{A_0}{A_f} = 1 \qquad (5\text{-}56)$$

ISBN 88-408-1028-

cioè

$$\frac{A_0}{A_f} = e \qquad \frac{A_0 - A_f}{A_0} = 1 - \frac{1}{e} \cong 63\% \tag{5-57}$$

Tale valore di riduzione massima è in pratica inferiore, per l'effetto dell'attrito e della deformazione interna del materiale.

La figura 5-61 riporta l'andamento qualitativo della tensione di trazione al variare dell'angolo α, per diversi valori della riduzione.

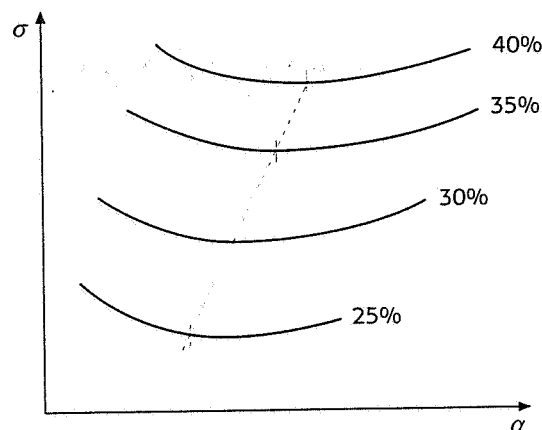



Fig. 5-61 Andamento qualitativo della tensione di trazione in funzione dell'angolo *α*, per diversi valori della riduzione di sezione.

5-7-3 Applicazione di tecniche CAE nella estrusione e nella trafilatura

Come per gli altri processi di deformazione plastica, anche nel campo dell'estrusione e della trafilatura, si tende oggi a fare largo uso delle tecniche CAE, basate su metodi di calcolo agli elementi finiti o del tipo *upper-bound*, per lo studio e la simulazione dei processi, e in particolare per il calcolo di tensioni e deformazioni.

Un caso molto interessante riguarda il processo di estrusione e l'impiego di *matrici conformate* secondo il flusso del metallo. È noto infatti che nell'impiego delle comuni matrici a pareti piane, quale quella schematizzata nella figura 5-56, il materiale, deformandosi, forma una «zona morta» aderente alla parete piana della matrice stessa. Tale zona agisce da matrice conformata secondo il flusso del materiale in uscita e la sua geometria si stabilizza in modo da minimizzare l'energia dissipata. Da queste osservazioni è nata l'idea di realizzare matrici con geometria simile a quella che si forma a causa della zona morta, in modo da ottenere vantaggi quali deformazione più omogenea del materiale, riduzione della forza di estrusione e assenza di variazioni brusche della velocità del prodotto estruso.

L'analisi dell'estrusione attraverso matrici conformate è stata possibile grazie a programmi in grado di ottimizzare il profilo tridimensionale di queste matrici mediante l'uso di curve spaziali tipo «splines cubiche» che permettono per esempio (fig. 5-62) di passare da una sezione circolare a una quadrata del prodotto estruso, minimizzando la forza totale e la deformazione interna del materiale. Le tecniche CAD connesse a tali programmi permettono di visualizzare sul terminale grafico il profilo di tali matrici, come in figura 5-63; inoltre i dati contenuti nel relativo data-base possono essere utilizzati per la lavorazione con macchine a controllo numerico (CAM) dell'elettrodo necessario per la lavorazione con elettroerosione della matrice stessa.

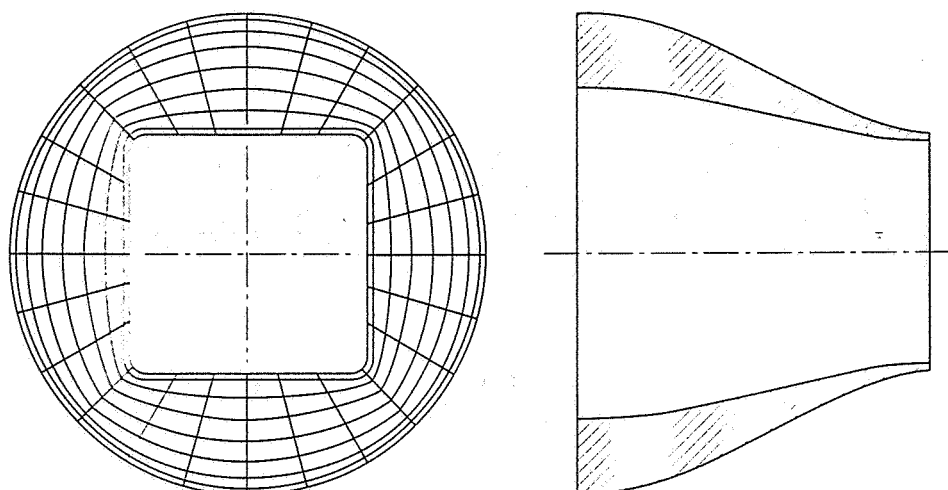



Fig. 5-62 Esempio di matrice, progettata con tecniche CAD, per il passaggio da sezione circolare a sezione quadrata.

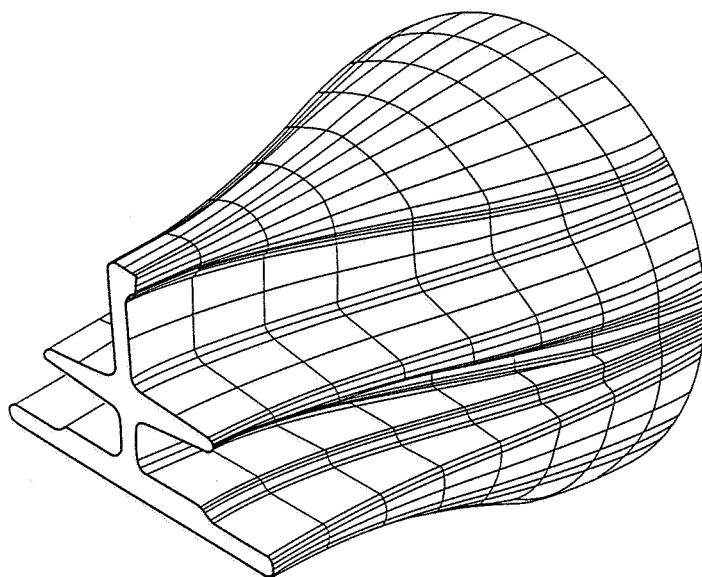



Fig. 5-63 Modello CAD dell'elettrodo per la lavorazione con elettroerosione della matrice per estrusione.

5-8 Le lavorazioni delle lamiere

Le lavorazioni a freddo delle lamiere rappresentano un gruppo molto importante di lavorazioni per deformazione plastica, in quanto impiegate per un'elevata percentuale di prodotti di largo consumo (carrozzerie automobilistiche, minuteria meccanica, elettrodomestici, ecc.). I tipi di lavorazione utilizzati sono molteplici, ma in questo ambito saranno presi in esame, soprattutto dal punto di vista del *processo* e dei suoi parametri, solo tre tipi di operazione, cioè i più importanti:

- la tranciatura;
- la piegatura;
- l'imbutitura.

5-8-1 La tranciatura

La tranciatura ha lo scopo di ritagliare da un foglio o un nastro di lamiera una figura geometrica piana, che può anche presentare fori di varia conformazione. Tale operazione è spesso la prima del ciclo di lavorazione di molti componenti, ciclo che prevede spesso piegature e/o

ISBN 88-408-1028-5

imbutiture. È un'operazione tipica della produzione di grande serie, con la quale si riescono a produrre manufatti di forma anche complessa a basso costo.

Il principio della tranciatura è illustrato in figura 5-64. Durante l'abbassamento del punzone, collegato attraverso la piastra porta punzone alla slitta della pressa, e durante la sua penetrazione nella matrice, la lamiera viene tagliata secondo una figura corrispondente alla forma data sia al punzone sia alla matrice. L'oggetto tranciato, grazie all'angolo di sformo presente nella matrice, cade liberamente in un raccoglitore posto sotto lo stampo.

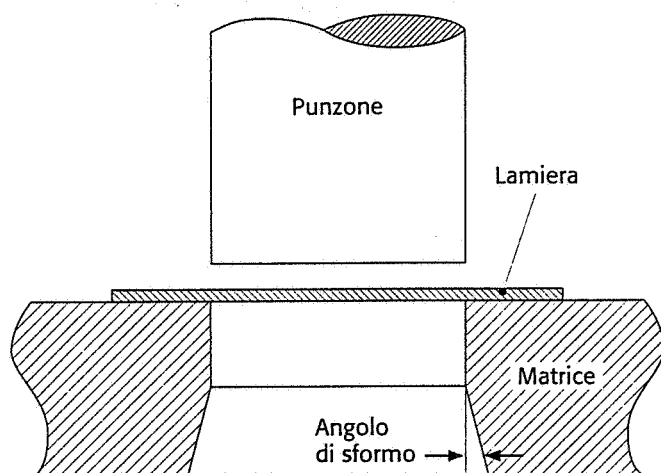



Fig. 5-64 Principio della tranciatura.

Dato che il punzone penetra nella matrice, è necessario prevedere un certo *gioco* tra questi due organi. Esso dipende dallo spessore della lamiera e dal materiale. In generale aumenta con l'aumento dello spessore e con la resistenza a trazione del materiale. Un valore troppo basso del gioco dà origine a fratture secondarie e a un aumento della forza di tranciatura oltre che aumentare il costo dello stampo a causa delle tolleranze più strette: al contrario, un valore troppo alto provoca eccessive bave, arrotondamenti e inclinazione della superficie di frattura. Le dimensioni del foro realizzato per tranciatura dipendono da quelle del punzone, quindi il gioco viene ottenuto aumentando le dimensioni della cavità nella matrice: al contrario le dimensioni del prodotto tranciato dal resto della lamiera dipendono da quelle della matrice, pertanto il gioco viene ottenuto diminuendo le dimensioni del punzone. Il calcolo del gioco può essere effettuato, per lamiere di piccolo spessore, mediante la formula

$$g = 0{,}002 \cdot s \cdot \sigma_t^{0,5} \qquad (5\text{-}58)$$

dove σ_t è la resistenza specifica al taglio del materiale [N/ mm^2] ed s è lo spessore [mm].

La figura 5-65 illustra le varie fasi del processo di tranciatura. In una prima fase *a*) il punzone penetra nella lamiera provocando una deformazione della sua struttura fibrosa (tipica di tutti i prodotti laminati) e la lamiera inizia a penetrare nella matrice; in questa fase, grazie alla struttura fibrosa, la lamiera si deforma, con arrotondamento dei bordi tranciati, nelle zone di contatto superiore con il punzone e inferiore con la matrice. In una seconda fase *b*), al raggiungimento della tensione di rottura a taglio del materiale, si genera una super-

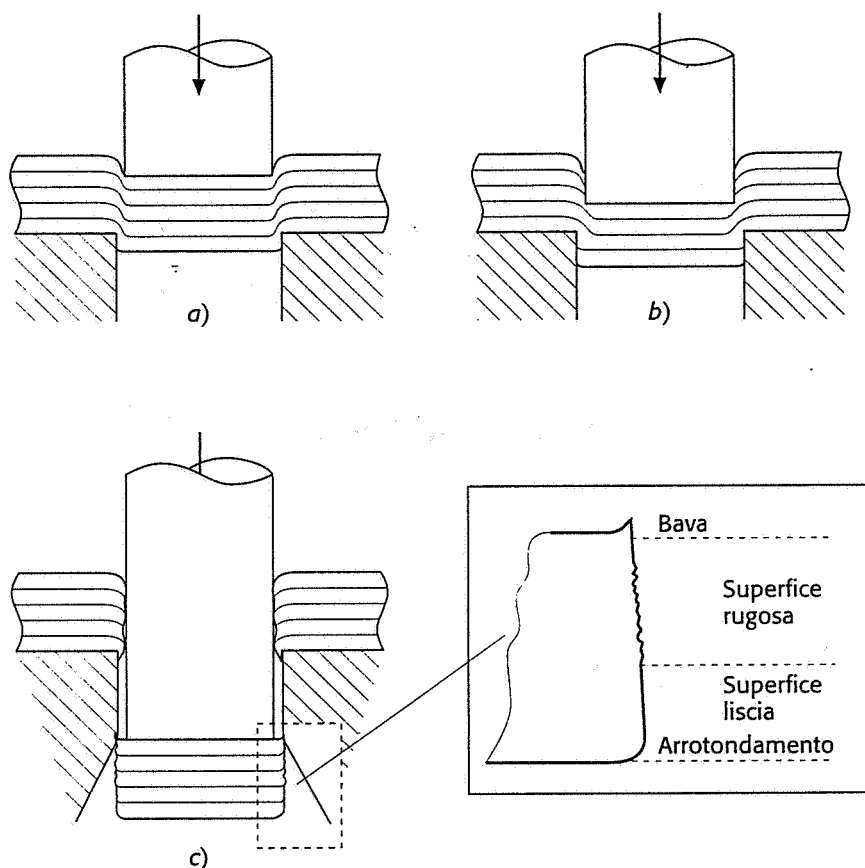



Fig. 5-65 Fasi del processo di tranciatura.
a) compressione;
b) formazione della linea di frattura;
c) distacco del tranciato.

ficie di frattura che separa l'oggetto tranciato dal resto della lamiera. Nella terza fase *c*) il punzone continua a spingere l'oggetto tranciato all'interno della matrice, finché esso non cade.

Questo processo provoca una geometria della sezione del tranciato diversa da quella teorica desiderata. Infatti, in corrispondenza di uno spigolo della sezione si ha una bava, mentre sull'altro si ha un arrotondamento. Inoltre la superficie laterale è caratterizzata da due zone: una *liscia*, a causa dello strisciamento sulle pareti del punzone (o della matrice), l'altra *rugosa* in quanto sede della frattura. Queste due zone sono ben riconoscibili anche a occhio nudo in un qualsiasi oggetto tranciato.

Questi aspetti geometrici del tranciato non influenzano normalmente le sue caratteristiche funzionali. Tuttavia i fenomeni di usura del punzone e della matrice, cioè arrotondamenti eccessivi degli spigoli taglienti e scheggiature dovute a fragilità del materiale, e un gioco eccessivo tra matrice e punzone, possono esasperare questi aspetti morfologici, fino a dover scartare il prodotto tranciato.

La forza di tranciatura, il cui calcolo è utile per la scelta della pressa e per la verifica di resistenza degli elementi dello stampo, non ha valore costante durante l'operazione, ma varia come riportato schematicamente nella figura 5-66. La forza cresce fino alla formazione della superficie di frattura, poi decresce e per un certo tratto si mantiene costante, a causa dell'attrito che l'elemento tranciato trova nel suo scorrimento nella matrice.

Il valore massimo della forza può essere valutato con la seguente relazione:

$$P_{max} = l \cdot s \cdot \sigma_t \qquad (5\text{-}59)$$

ISBN 88-408-102

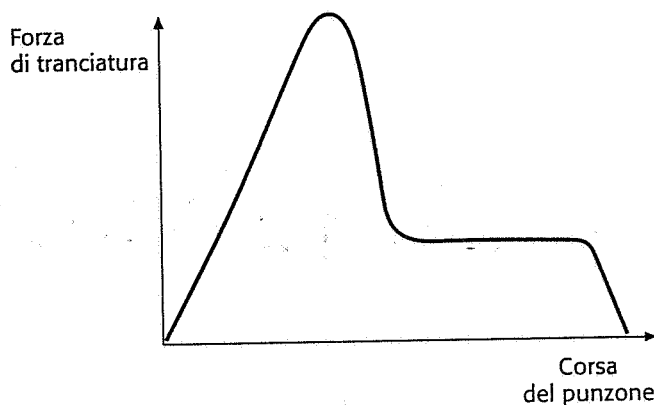



Fig. 5-66 Andamento qualitativo della forza di tranciatura in funzione della corsa del punzone.

dove l è il perimetro del contorno tranciato, s è lo spessore della lamiera, σ_t è la resistenza specifica a taglio, valutabile come

$$\sigma_t \simeq \frac{4}{5} R_m \tag{5-60}$$

essendo R_m la resistenza a trazione del materiale.

In pratica è opportuno aumentare tale valore del 10-20%, per tenere conto di tutti gli attriti presenti nello stampo e dei fenomeni di usura che si manifestano con il progredire della produzione.

5-8-1a Tranciatura con stampi

Nel caso di produzione di grande serie la tranciatura viene effettuata con stampi, montati su presse (in genere meccaniche ad eccentrico). Un tipico stampo per tranciatura è illustrato nella figura 5-67. La matrice e i punzoni, a differenza delle altre parti dello stampo, sono realizzati in acciai da utensili, con elevato tenore di carbonio e trattati termicamente, in modo da avere elevata resistenza all'usura e durezza e quindi elevata durata dello stampo (dell'ordine di 20 000-30 000 pezzi); gli spigoli di questi due organi hanno raggio di curvatura nullo o molto piccolo, in modo da garantire una buona tranciatura.

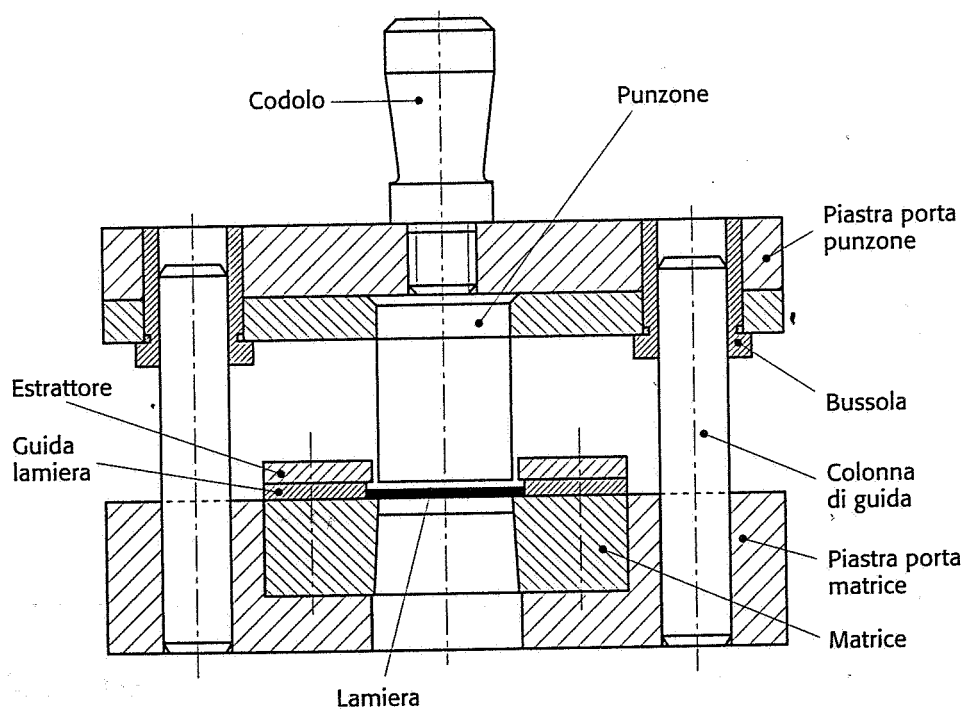



Fig. 5-67 Esempio di stampo di tranciatura

Essi sono collegati rispettivamente a una *piastra portamatrice* fissa e a una *piastra portapunzoni,* collegata con la slitta della pressa mediante un *codolo.* Idonee *colonne di guida* garantiscono un appropriato riferimento tra matrice e punzone, anche con gioco molto ridotto. Talvolta, nel caso di lamiere sottili, viene anche impiegato un *premilamiera,* avente lo scopo di evitare piegature indesiderate. Questi stampi vengono molto spesso alimentati con nastri di lamiera ad avanzamento automatico a passi. Pertanto si rendono necessari sia *sistemi di guida* del nastro sia dispositivi per l'arresto del nastro al termine del passo (fig. 5-68). Nel progetto dello stampo, particolare attenzione viene prestata alla disposizione degli elementi tranciati sul nastro, in modo da ridurre lo spreco di lamiera; i prodotti tranciati che presentano fori e cavità vengono realizzati con stampi come quelli illustrati nella figura 5-69, dove la posizione di punzoni e matrici è illustrata mediante tratteggio. In questi casi, dato che a ognuno dei punzoni (che lavorano contemporaneamente) corrisponde una forza di tranciatura diversa e localizzata in posizioni diverse, è necessario calcolare il valore e la posizione della risultante di tali forze. In corrispondenza di tale posizione deve essere previsto il codolo di attacco alla slitta della pressa, in modo da evitare momenti, che provocherebbero usura anomala sulle colonne di guida o scheggiature sugli spigoli dei punzoni.

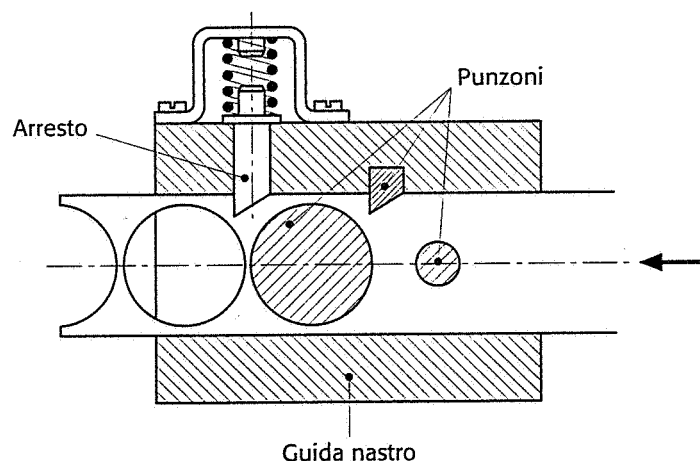



Fig. 5-68 Particolari costruttivi di uno stampo per tranciatura: dispositivo guidanastro e sistema per arresto del nastro al termine del passo di avanzamento.

5-8-1b Tranciatura su centri di lavorazione della lamiera

La tranciatura effettuata con stampi non è economicamente accettabile per piccoli lotti di produzione, a causa dell'elevato costo degli stampi. In questi casi si ricorre a particolari macchine, i *centri di lavorazione della lamiera,* a controllo numerico (cap. 10), nei quali il principio della tranciatura prima illustrato continua a essere applicato, ma il punzone e la matrice sono facilmente e rapidamente sostituibili, essendo presente sulla macchina un vero e proprio magazzino. La lamiera viene movimentata (fig. 5-70) secondo due assi x e y dal sistema di controllo della macchina, con sistema punto a punto o continuo, secondo traiettorie programmate che, usando coppie matrice-punzone di idonea forma, permettono di ottenere tranciature comunque complesse. Nella figura 5-71 è illustrato un esempio di prodotto tranciato e di testa di tranciatura. La flessibilità di queste macchine dipende sia dal controllo numerico sia dalla presenza di un magazzino matrici e punzoni facilmente intercambiabili. Le prestazioni di tali macchine sono aumentate anche grazie alla presenza di una testa di taglio a laser, per i profili più complessi.

ISBN 88-408-1028-5

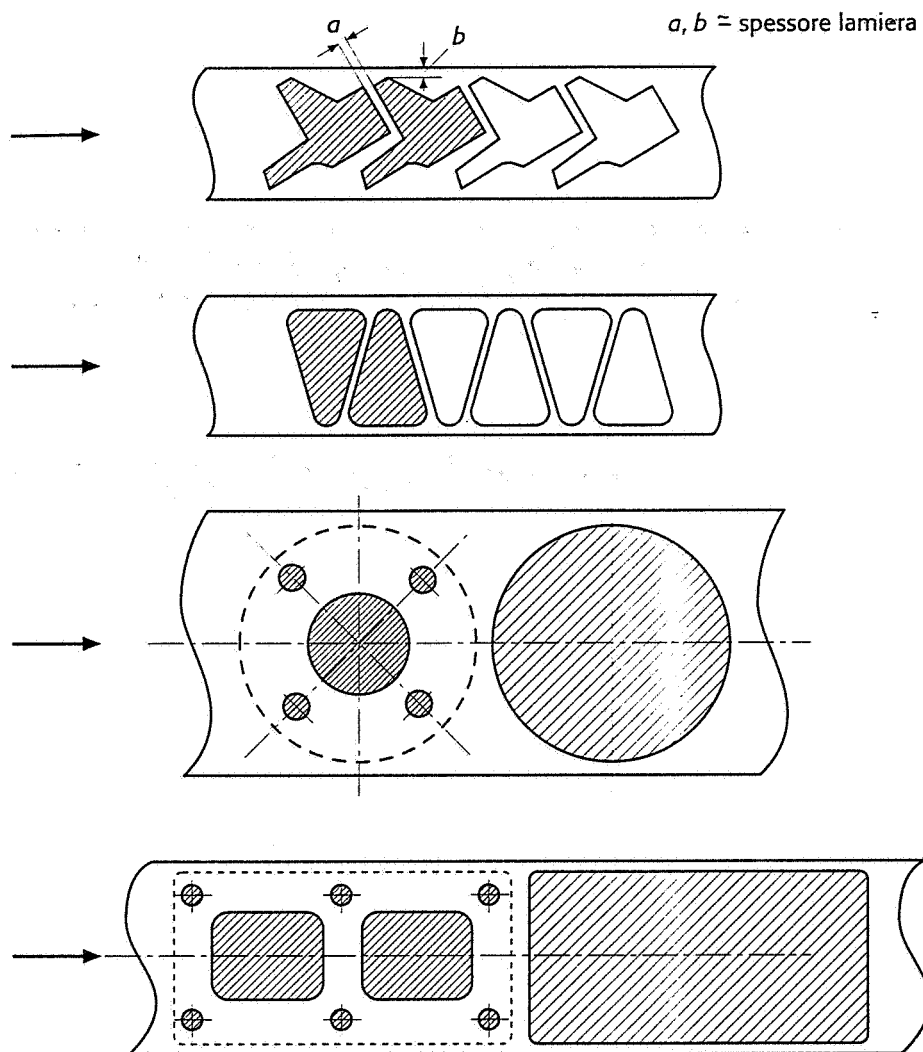



Fig. 5-69 Esempi di tranciatura progressiva.

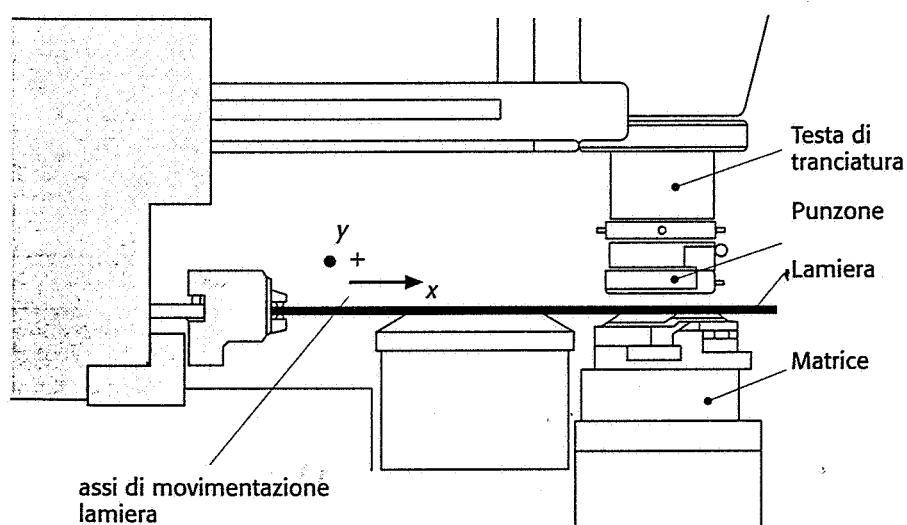



Fig. 5-70 Schema semplificato di un centro di lavorazione della lamiera a controllo numerico, in fase di tranciatura.

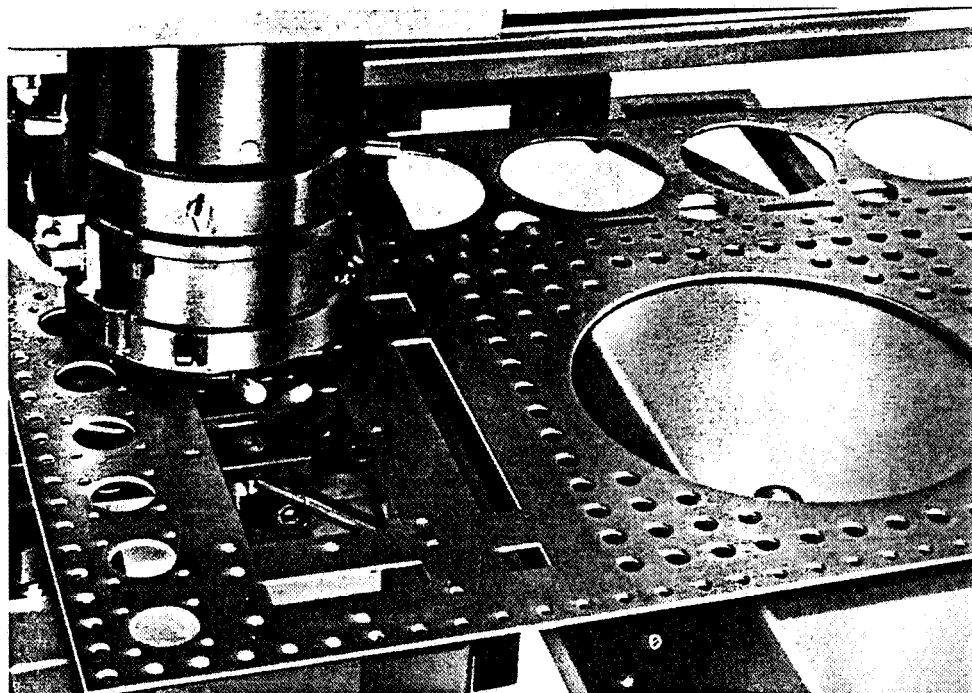



Fig. 5-71 Pezzo tranciato e testa di tranciatura relativi alla macchina di figura 5-70.

5-8-1c Tranciatura fine

Quando la funzionalità del pezzo richiede assenza dei difetti tipici dei pezzi tranciati col processo tradizionale, cioè bave, superfici laterali irregolari, arrotondamenti eccessivi, si può ricorrere a un processo di tranciatura particolare, detto tranciatura fine. Molti sono i pezzi ottenuti in questo modo come, per esempio, particolari di piccola dimensione destinati alla meccanica di precisione, macchine fotografiche, orologeria, ecc. Questo processo differisce da quello tradizionale in quanto:

- il pezzo è sottoposto a pressione su ambedue le facce durante la tranciatura;
- il gioco tra matrice e punzone è molto ridotto (qualche centesimo di mm);
- la tranciatura avviene a bassa velocità,
- la pressa usata deve essere, per quanto possibile, esente da vibrazioni e da deformazioni apprezzabili;
- il premilamiera presenta un *bordino di ritenuta* o *cuneo di coniatura*, che segue il contorno della figura da tranciare, in modo da impedire lo scorrimento del materiale e l'arrotondamento degli spigoli.

Uno schema del processo è riportato nella figura 5-72. Si noti che il punzone lavora dal basso verso l'alto, per poter abbassare il baricentro della macchina a tutto vantaggio della stabilità. La pressa, meccanica o oleodinamica, deve essere a triplo effetto, uno per il controllo del premilamiera, uno del punzone e l'altro per il contropunzone.

5-8-2 La piegatura

La piegatura è la più semplice operazione che si può fare sulle lamiere dopo la tranciatura. Le modalità con cui si può effettuare sono molteplici e la figura 5-73 riporta i metodi più comuni impiegati in pratica.

ISBN 88-408-1028-5

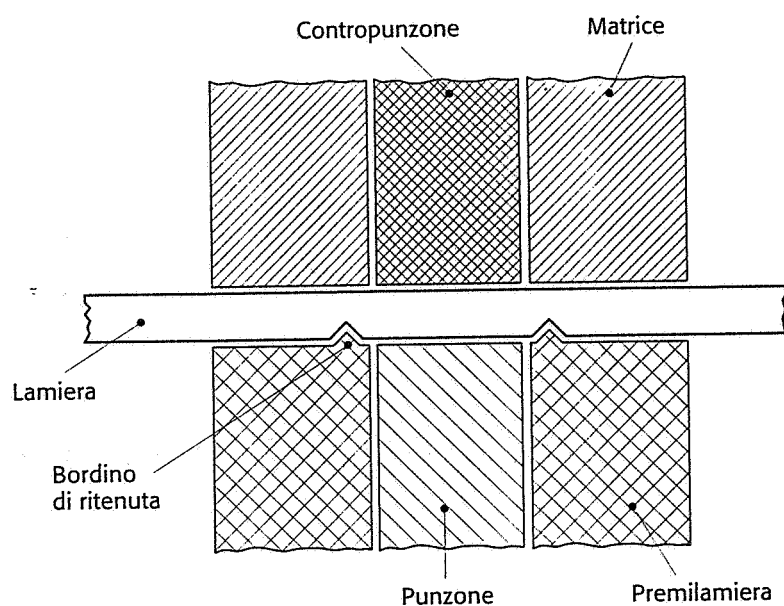



Fig. 5-72 Schema del processo di tranciatura fine.

Nel caso di piegatura effettuata come in figura 5-73*a*, il calcolo della forza di piegatura può essere effettuato considerando la lamiera come una trave appoggiata agli estremi a una distanza l, caricata al centro col carico P. Se s è lo spessore della lamiera e b la sua larghezza, la tensione massima sullo spessore della lamiera risulta pari a

$$\sigma = \frac{Pl}{4W} \qquad \text{dove } W = \frac{b \cdot s^2}{6} \tag{5-61}$$

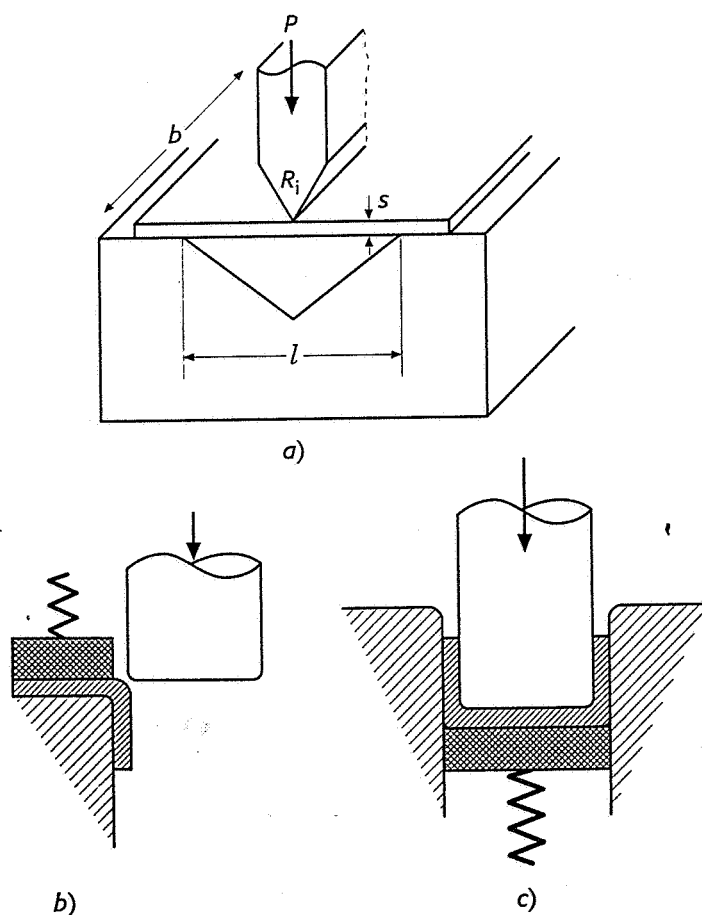



Fig. 5-73 Vari metodi di piegatura delle lamiere.

Ne segue che il carico P necessario per ottenere la deformazione plastica, la pressatura sul fondo della matrice e vincere la resistenza di tutti gli attriti è pari a

$$P = \frac{b \cdot s^2 \cdot \sigma}{1{,}5l} \qquad (5\text{-}62)$$

dove $\sigma = 2Y$ (secondo alcuni ricercatori) con il valore di l compreso tra 6 e 12 volte lo spessore s e con il valore del raggio di curvatura compreso tra 1 e 2 volte lo spessore. Nel caso invece della piegatura come in figura 5-73*b*, la lamiera viene schematizzata come trave incastrata a un'estremità e il calcolo della forza di piegatura si effettua nel seguente modo:

$$P = \frac{b \cdot s \cdot \sigma}{6} \qquad (5\text{-}63)$$

Per piegature a U come in figura 5-73*c* il valore della forza deve essere evidentemente raddoppiato rispetto al caso precedente e deve inoltre essere aggiunta la forza necessaria per vincere l'azione contraria esercitata dall'espulsore, indispensabile per far uscire il pezzo piegato dallo stampo.

È necessario tener presente che la lamiera, dopo la piegatura, ha un *ritorno elastico* causato dal fatto che, la zona centrale dello spessore, intorno all'asse neutro, rimane in regime elastico. Pertanto l'angolo di piegatura reale risulta maggiore di quello teorico. Per ovviare a questo problema si suole correggere l'angolo di piegatura, agendo sulla geometria della matrice, di un angolo definito nella figura 5-74; i valori tipici dell'angolo sono ricavabili dalla tabella 5-9 per diversi tipi di acciaio e per diversi valori del raggio di curvatura.

Tabella 5-9 Valori dell'angolo β relativo alla figura 5-74 per vari materiali, spessori e raggi di curvatura.

Tipo di acciaio	**Spessore** (mm)	**Raggio di piegatura**	**Angolo β**
$R_m \simeq 300$ MPa		< 5	4°
	< 0,8	5 ÷ 55	5°
		> 55	6°
$R_m \simeq 450$ MPa		< 5	5°
	< 0,8	5 ÷ 55	6°
		> 55	8°
$R_m \simeq 600$ MPa		< 5	4°
	0,8 ÷ 2	5 ÷ 55	5°
		> 55	7°

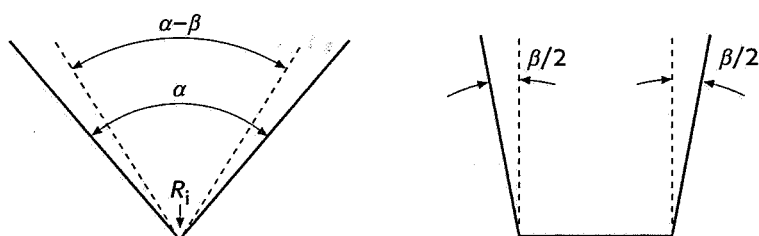



Fig. 5-74 Correzioni dell'angolo di piegatura per compensare il ritorno elastico.

ISBN 88-408-1028-

Inoltre il raggio di piegatura ha un valore *minimo* al di sotto del quale non è possibile andare. Durante un'operazione di piegatura, l'allungamento dell'arco esterno rispetto all'asse neutro (fig. 5-75) risulta

$$\frac{\Delta l}{l_n} = \frac{1}{\frac{2R_i}{s} + 1} \tag{5-64}$$

essendo l'arco espresso in radianti e il raggio di curvatura interno R_i corrispondente a quello del punzone o della lama piegatrice. Se A è l'allungamento percentuale massimo del materiale della lamiera, si ha

$$\frac{1}{\frac{2R_i}{s} + 1} = \frac{A}{100} \tag{5-65}$$

da cui si ricava il valore minimo che può assumere R_i

$$R_{min} = \frac{50s}{A} - \frac{s}{2} \tag{5-66}$$

In pratica per ragioni di sicurezza, si aumenta il raggio di curvatura del punzone di circa il 40% rispetto al valore prima trovato.

Inoltre, nello studio di un problema di piegatura, è necessario effettuare il calcolo dello *sviluppo dell'elemento piegato.*

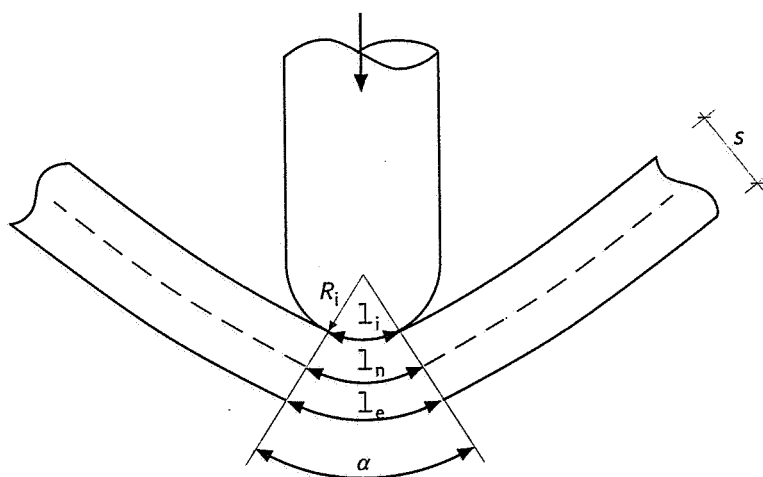



Fig. 5-75 Allungamento delle fibre durante un'operazione di piegatura.

Infatti, durante la piegatura, la *fibra neutra*, cioè quella che non subisce né allungamenti né contrazioni, non rimane equidistante dalle superfici della lamiera, ma si sposta verso la zona interna compressa, di una quantità funzione dello spessore della lamiera e del raggio di curvatura. Per ottenere quindi un pezzo piegato con certe dimensioni, è necessario partire da un pezzo di lunghezza tale da tenere conto di questo fatto. Con riferimento alla figura 5-76, la lunghezza dello sviluppo L del pezzo piegato secondo l'angolo α e il raggio di curvatura R_i, si calcola come segue:

$$L = l_1 + l_2 + \pi \cdot \alpha/180 \cdot (R_i + e \cdot s/2) \tag{5-67}$$

dove e è un fattore correttivo ricavabile dalla tabella nella stessa figura 5-76.

Nella fig. 5-77 sono illustrate alcune delle più comuni applicazioni del processo di piegatura della lamiera.

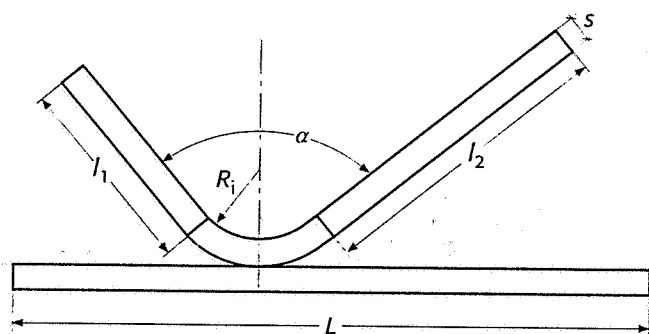



Fig. 5-76 Calcolo dello sviluppo di un pezzo piegato.

$e = f(R_i/s)$

R_i/s	5,0	3,0	2,0	1,2	0,8	0,5
e	1,0	0,9	0,8	0,7	0,6	0,5

5-8-3 L'imbutitura

L'operazione di imbutitura permette di trasformare una lamiera piana in una forma concava, mantenendone lo spessore medio pressoché inalterato. È l'operazione che più sollecita la lamiera durante la deformazione e per questo motivo richiede lamiere di qualità; mediante imbutitura vengono realizzati numerosi prodotti quali recipienti, parti di carrozzerie automobilistiche, ecc.

Nel caso più semplice, cioè quello di realizzazione di un contenitore cilindrico da un disco di lamiera, illustrato nella figura 5-78, la trasformazione geometrica, necessaria per ottenere le pareti verticali del prodotto finale, causa il fatto che il materiale costituente i triangoli tratteggiati tenderebbe a formare delle pieghe; questo fenomeno è quindi impedito da un particolare componente dello stampo di imbutitura, il *premilamiera*. Esso tiene infatti la lamiera premuta contro la matrice, controllandone la deformazione e lo scorrimento, grazie anche a idonea lubrificazione.

Il corpo di lamiera in deformazione nello stampo si trova in uno stato di sollecitazione complesso, descritto nella figura 5-79. Nella parte che si trova sotto il premilamiera, ogni elemento è soggetto a tensioni di trazione radiali dovute alla trazione esercitata dal punzone, tensioni di compressione normali esercitate dal premilamiera e tensioni di compressione circonferenziali, dovute alla progressiva riduzione di diametro fino a quello del punzone, che, senza il premilamiera, provocherebbero formazione di pieghe e aumento di spessore. Il risultato è che l'elemento si contrae in senso circonferenziale e si allunga in senso radiale. Nella parte che si trova sulla parete verticale, ogni elemento è soggetto a tensioni di trazione verticali, dovute alla trazione esercitata dal punzone e a tensioni di trazione circonferenziali dovute alla presenza del punzone rigido che impedisce contrazioni di diametro. Il risultato è che l'elemento si allunga verticalmente, con riduzione di spessore. Lo spessore quindi del prodotto imbutito non rimane costante.

Le lamiere provengono, come visto in precedenza, da un processo di laminazione, che ne provoca un *comportamento anisotropo*. Un parametro per la misura di questo fenomeno è l'*anisotropia normale* definita come:

$$r = \varepsilon_b / \varepsilon_s \qquad (5\text{-}68)$$

ISBN 88-408-1028-5

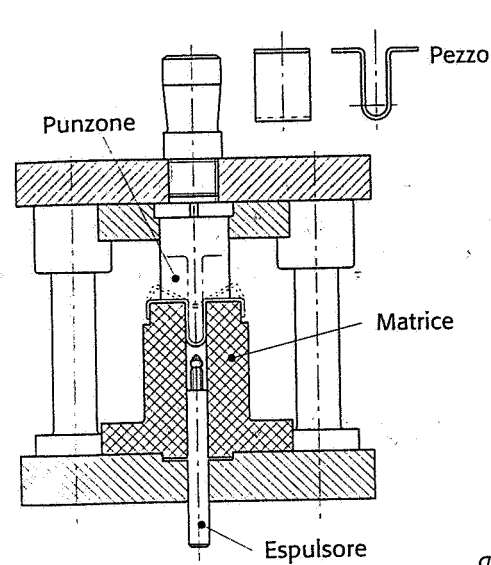
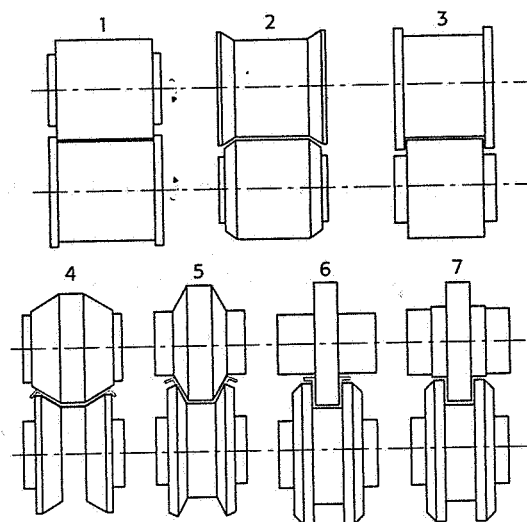
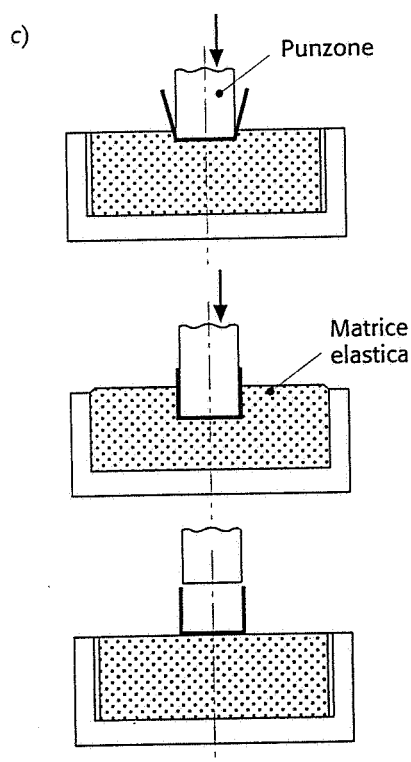
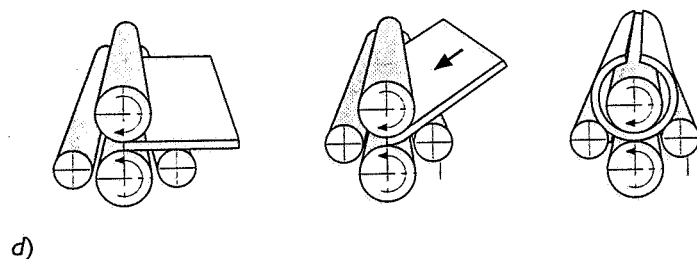
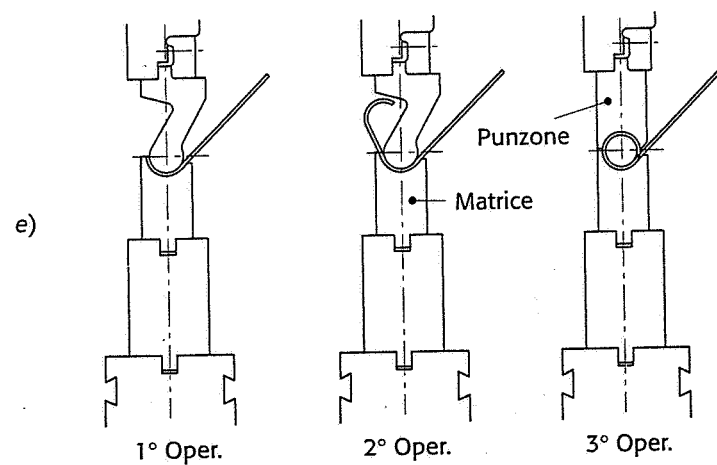
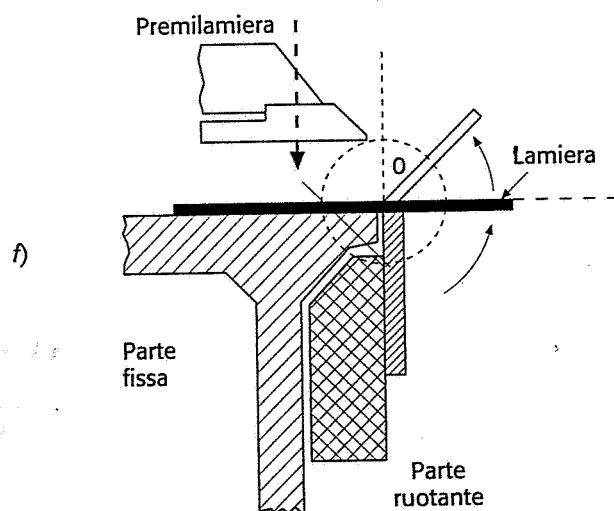



Fig. 5-77 Procedimenti di piegatura: *a*) con stampo; *b*) profilatura di nastri; *c*) con matrice elastica; *d*) calandratura; *e*) con pressa piegatrice; *f*) su piegatrice tangenziale.

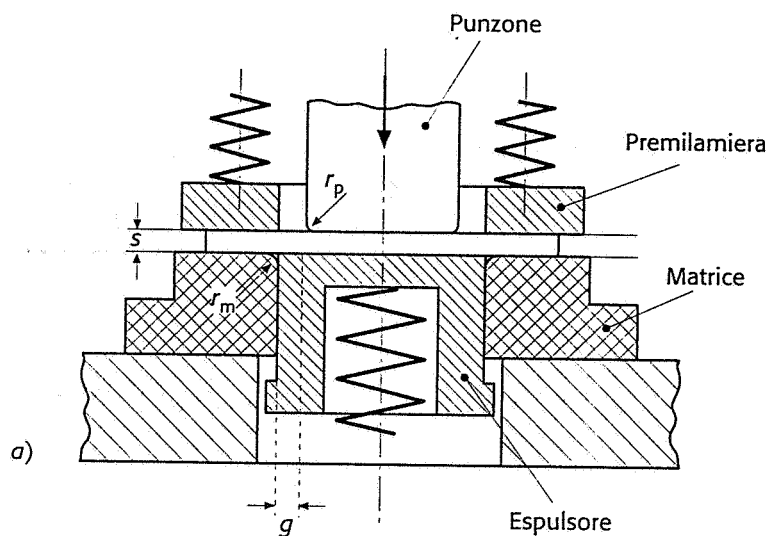



Fig. 5-78 Principio del processo di imbutitura.
a) Schema di uno stampo per imbutitura.
b) Trasformazioni geometriche nel processo di imbutitura.

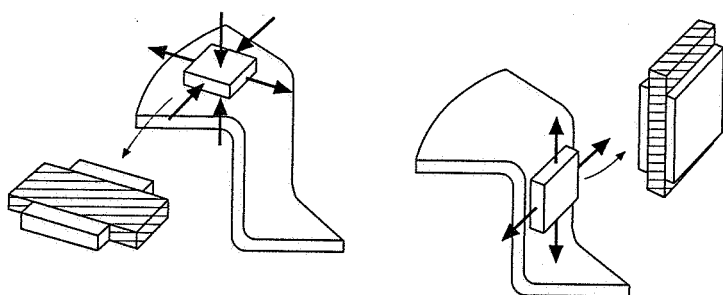
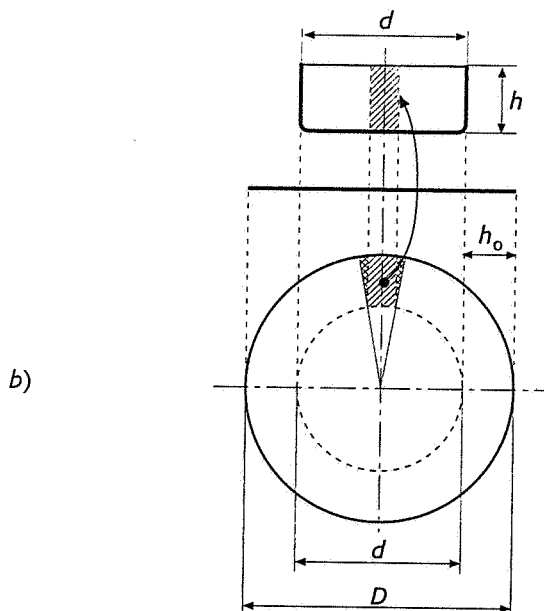



Fig. 5-79 Stato di tensione e deformazione della lamiera nel processo di imbutitura.

dove ε_b è la deformazione di una provetta, soggetta a trazione, nella direzione della larghezza della provetta stessa, ε_s è la deformazione della stessa provetta nella direzione dello spessore. Il valore di r non è costante nella stessa lamiera, ma varia in funzione della direzione di laminazione (fig. 5-80*a*). Il parametro che misura tale variazione è l'*anisotropia planare* definita come:

$$\Delta r = (r_0 + r_{90} - 2 \cdot r_{45})/2 \qquad (5\text{-}69)$$

dove r_0, r_{90} e r_{45} sono i valori di r riferiti a provette ritagliate dalla la-

ISBN 88-408-1022-5

miera secondo varie angolazioni rispetto a quella di laminazione. L'effetto dell'anisotropia planare è la formazione di ondulazioni periodiche sul bordo del prodotto finale con conseguenti variazioni di spessore e necessità di operazioni aggiuntive di rifilatura (fig. 5-80*b*). Le lamiere più adatte all'imbutitura sono quelle con alto valore di r (per evitare eccessivi assottigliamenti) e piccolo valore di Δr (per evitare eccessive irregolarità). Queste caratteristiche possono essere ottenute sia con elementi in lega, sia con trattamenti di ricottura dopo laminazione, sia con passaggi di laminazione incrociati (in due direzioni ortogonali).

Lo stato tensionale descritto limita la deformazione ottenibile a un valore chiamato *massimo rapporto di imbutitura,* definito come il valore massimo del rapporto d/D, i cui valori indicativi sono riportati nella tabella 5-11. Pertanto, se si desidera realizzare manufatti la cui geometria comporta un superamento di tali limiti, occorre prevedere più passaggi di imbutitura, con stampi simili a quello riportato nella figura 5-81.

5-8-3a Imbutitura di pezzi assialsimmetrici

In tale semplice caso, i parametri dello stampo di imbutitura (fig. 5-78) sono i seguenti:

- **gioco tra matrice e punzone** (g). Il valore ottimo del gioco, sempre superiore allo spessore s della lamiera, rappresenta un compromesso tra il pericolo di formazione di pieghe o di irregolarità sulle pareti dell'imbutito, e il rischio di assottigliamento della lamiera. La relazione normalmente usata nella pratica è la seguente

a)

b)

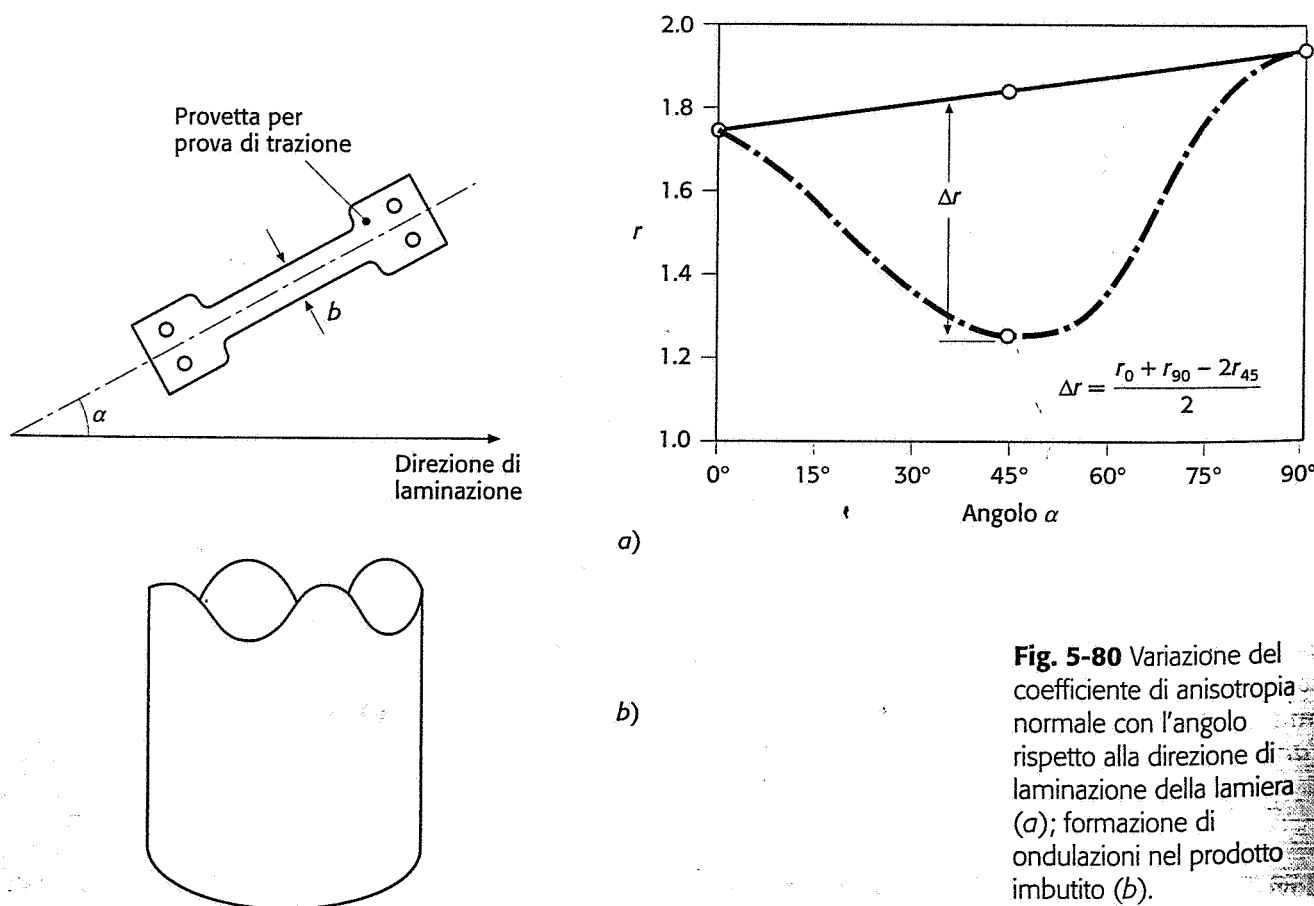



Fig. 5-80 Variazione del coefficiente di anisotropia normale con l'angolo rispetto alla direzione di laminazione della lamiera (*a*); formazione di ondulazioni nel prodotto imbutito (*b*).

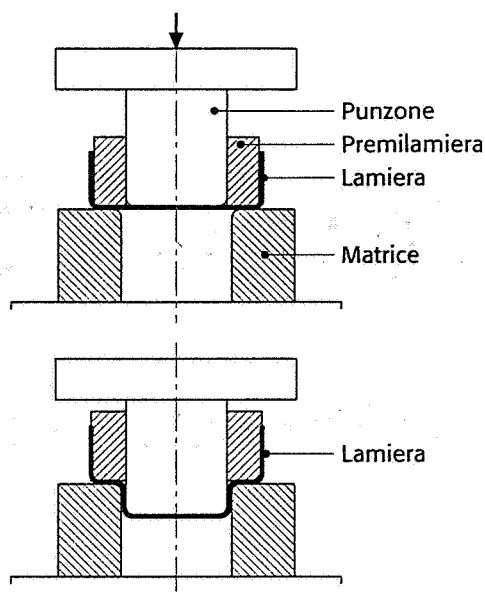



Fig. 5-81 Esempio di stampo per passaggi di imbutitura successivi al primo.

$$g = s + K \cdot \sqrt{10s} \qquad (5\text{-}70)$$

dove s è lo spessore della lamiera e la costante K vale

$K = 0{,}07$ per acciaio
$K = 0{,}02$ per leghe di alluminio
$K = 0{,}04$ per altri materiali.

- **raggio di arrotondamento della matrice (r_m).** Anche in questo caso occorre trovare un compromesso tra un valore piccolo, che provocherebbe una tranciatura, e un valore troppo grande che provocherebbe formazione di grinze causa un insufficiente contatto tra matrice e premilamiera. Una delle relazioni più usate per la sua determinazione è quella di Kaczmarek

$$r_m = K \cdot \sqrt{(D - d)\, s} \qquad (5\text{-}71)$$

dove D è il diametro del disco di lamiera da cui si parte (*disco primitivo*), d è il diametro del punzone, K è una costante adimensionale che vale circa 0,9-0,8.

- **raggio di arrotondamento del punzone (r_p).** Tale raggio di arrotondamento è indispensabile per evitare tranciature della lamiera. Il valore di tale raggio di curvatura è determinato come segue (Wassilief)

$$5s < r_p < 0{,}3d \qquad (5\text{-}72)$$

- **lubrificazione.** Un'idonea lubrificazione riduce l'attrito tra lamiera, matrice e premilamiera, diminuendo così la forza di imbutitura e aumentando la durata dello stampo. I lubrificanti più usati sono una miscela di grafite e olio per gli acciai, petrolio grafitato per ottone e rame, vaselina per leghe di alluminio, acqua grafitata per acciaio inossidabile.

- **pressione del premilamiera.** Il valore ottimo della pressione del premilamiera rappresenta un compromesso tra il pericolo di rottu-

ISBN 88-408-1028

re a trazione della lamiera e quello di formazione di pieghe. I valori tipici di questa pressione sono i seguenti

p = 1,2 per leghe di alluminio
p = 2,5 per acciaio [MPa]
p = 2,0 per ottone

La *forza di imbutitura* dipende da numerosi fattori tra cui il tipo di materiale, la lubrificazione, la geometria dei componenti dello stampo, la pressione del premilamiera, la velocità di imbutitura. Essendo molto difficile tenerne conto, si ricorre di solito alla formula seguente

$$P = \pi \cdot d \cdot s \cdot m \cdot R_m \qquad (5\text{-}73)$$

dove R_m è la resistenza a trazione del materiale e m è un coefficiente che dipende dal rapporto di riduzione dei diametri nell'operazione di imbutitura, i cui valori sono riportati nella tabella 5-10.

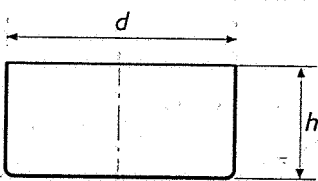
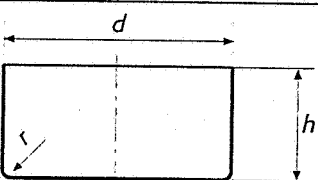
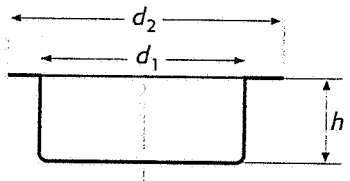
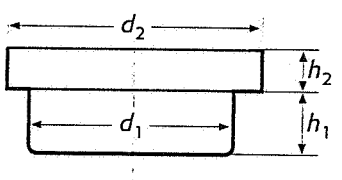
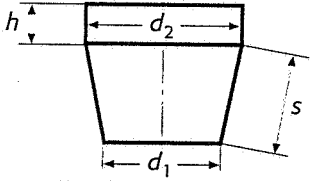
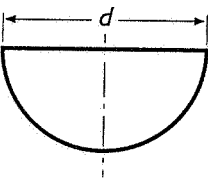
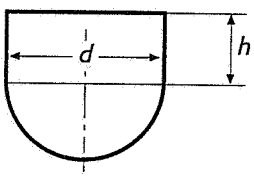
Nello studio dell'operazione di imbutitura è necessario calcolare lo sviluppo primitivo del pezzo di lamiera da posizionare nello stampo, in modo da economizzare al massimo il materiale *(calcolo del disco primitivo)*. Mentre nel caso generale di pezzi qualunque, il calcolo non è possibile con metodi semplici (e si ricorre quindi a delle prove preserie), esso risulta invece semplice nel caso di solido di rivoluzione; infatti in tali casi la forma dello sviluppo primitivo è un cerchio, con un diametro D ricavabile dalla formula

$$\pi \cdot D^2/4 = \Sigma S_i \qquad (5\text{-}74)$$

dove S_i sono le aree degli elementi di superficie che compongono l'imbutito. La tabella 5-12 può essere utilizzata per questo calcolo.

Tab. 5-10 Valori tipici del coefficiente m per vari valori del rapporto di riduzione in un'operazione di imbutitura.

d/D	*m*
0,55	1
0,6	0,86
0,65	0,72
0,70	0,60
0,75	0,50
0,80	0,40

Tab. 5-11 Valori dei rapporti di riduzione del diametro per la prima e per le successive operazioni di imbutitura.

Materiale	Iª operazione m_1	Operazioni successive m_n
Acciaio		
$s < 2$ mm	0,58	0,85
$s \geq 2$ mm	0,58	0,85
Ottone		
$s < 2$ mm	0,50	0,75
$s \geq 2$ mm	0,55	0,75
Leghe di alluminio		
$s < 2$ mm	0,55	0,80
$s \geq 2$ mm	0,55	0,85
Acciaio inox	0,65	0,80

È inoltre necessario verificare che l'operazione di imbutitura possa essere eseguita in una sola volta con un solo stampo, senza arrivare a eccessive sollecitazioni di trazione della lamiera. Tale valutazione si basa sui rapporti di riduzione ammessi dai vari materiali, i cui valori indicativi sono riportati nella tabella 5-11. Da tali valori si ricava che,

Forma dell'Imbutito	Diametro del disco remoto D
1	$D = \sqrt{d^2 + 4\,d\,h}$
2	$D = \sqrt{d^2 + 4\,d\,(h - r)}$
3	$D = \sqrt{d_2^2 + 4\,d_1\,h}$
4	$D = \sqrt{d_2^2 + 4\,(d_1\,h_1 + d_2\,h_2)}$
5	$D = \sqrt{d_2^2 + 2\,[s\,(d_1 + d_2) + 2\,d_2\,h]}$
6	$D = 1{,}414\,d$
7	$D = 1{,}414\,\sqrt{d^2 + 2\,d\,h}$

Tab. 5-12 Tabella per il calcolo del diametro D del disco primitivo.

per i materiali indicati, un valore di d/D inferiore a 0,50, porta a una tensione di trazione nelle pareti verticali dell'imbutito, superiore a quella ammissibile.

Se sono necessari più passaggi, il loro numero si può determinare come segue:

$$d = m_1 \cdot D$$
$$d_1 = m_n \cdot d = m_1 \cdot m_n \cdot D$$
$$d_2 = m_n \cdot d_1 = m_1 \cdot m_n^2 \cdot D$$
....
$$d_n = m_n \cdot d_{n-1} = m_1 \cdot m_n^n \cdot D$$

ISBN 88-408-1028-5

da cui si ricava, una volta raggiunto un valore di d_n vicino a quello desiderato, il valore di n.

5-8-3b Imbutitura di pezzi di forma complessa

La realizzazione di pezzi come le parti di carrozzerie automobilistiche, rappresenta un'operazione di imbutitura molto complessa, che non è possibile studiare in modo teorico, come per i pezzi assialsimmetrici. Nella fase di messa a punto degli stampi si impiega quindi, a lato di una grande esperienza accumulata nel tempo, un metodo sperimentale basato sulla tracciatura sulla lamiera di un reticolo di cerchi di diametro 2,5-5 mm distanziati tra loro di circa 1-3 mm, mediante incisione elettrochimica. Dopo l'operazione di imbutitura, si misurano le dimensioni degli assi delle ellissi (fig. 5-82*a*) risultanti dalla deformazione dei singoli cerchi, risalendo così all'entità della deformazione e della tensione in ogni zona della lamiera. I risultati di tali misure si riportano in un diagramma dove è stata tracciata la *curva limite di formabilità* del materiale in lavorazione (fig. 5-82*b*), ottenuta mediante prove preliminari su campioni di lamiera: la zona al di sopra di tale curva è quella in cui le deformazioni combinate della lamiera portano a rotture. La parte sinistra del diagramma corrisponde a *imbutitura* vera e propria, mentre quella destra a *stiramento*, con riduzione dello spessore (valutabile dall'aumento dell'area del cerchio, dovendo il volume rimanere costante). In effetti, è proprio quello che accade in pezzi complessi come quelli citati, nei quali non si ha solamente imbutitura, ma anche effetti di piegatura e stiratura.

In questo modo è possibile intervenire sul progetto dello stampo o sul materiale della lamiera, in modo da evitare rotture o eccessivi indebolimenti.

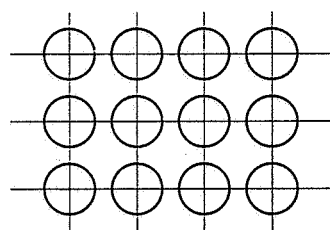
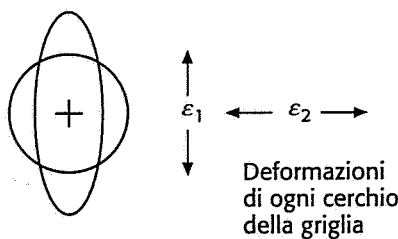



Fig. 5-82 *a*) Misura delle deformazioni con il metodo della griglia di cerchi tracciati sulla lamiera. *b*) Curva limite di formabilità.

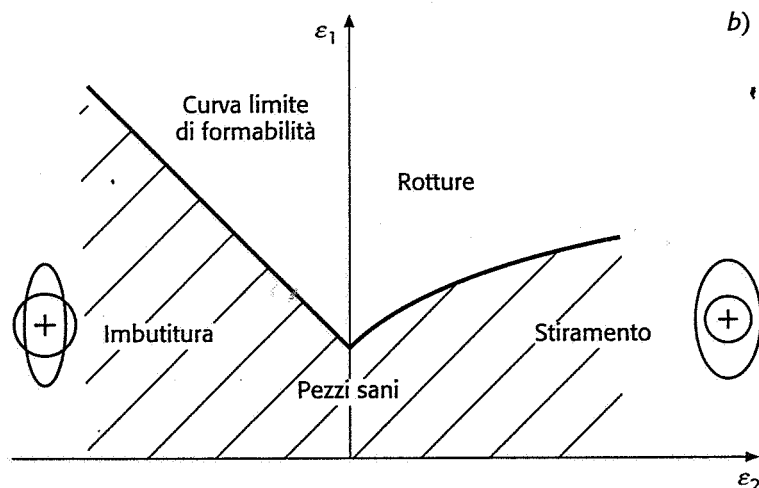
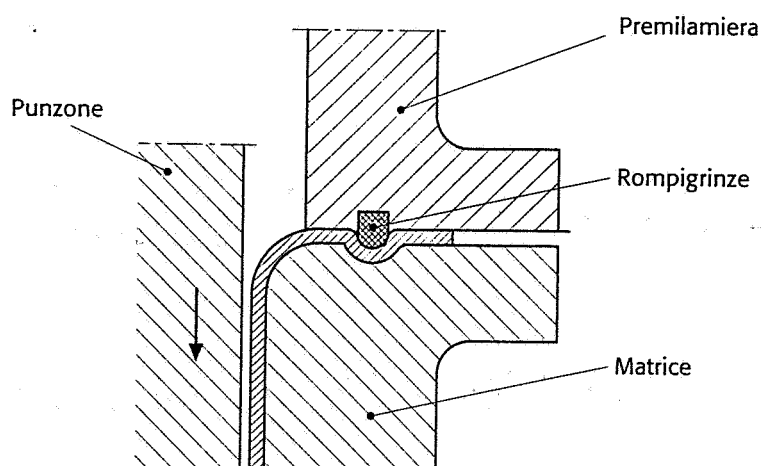



Fig. 5-83 Esempio di dispositivo *rompigrinze* in uno stampo per imbutitura.

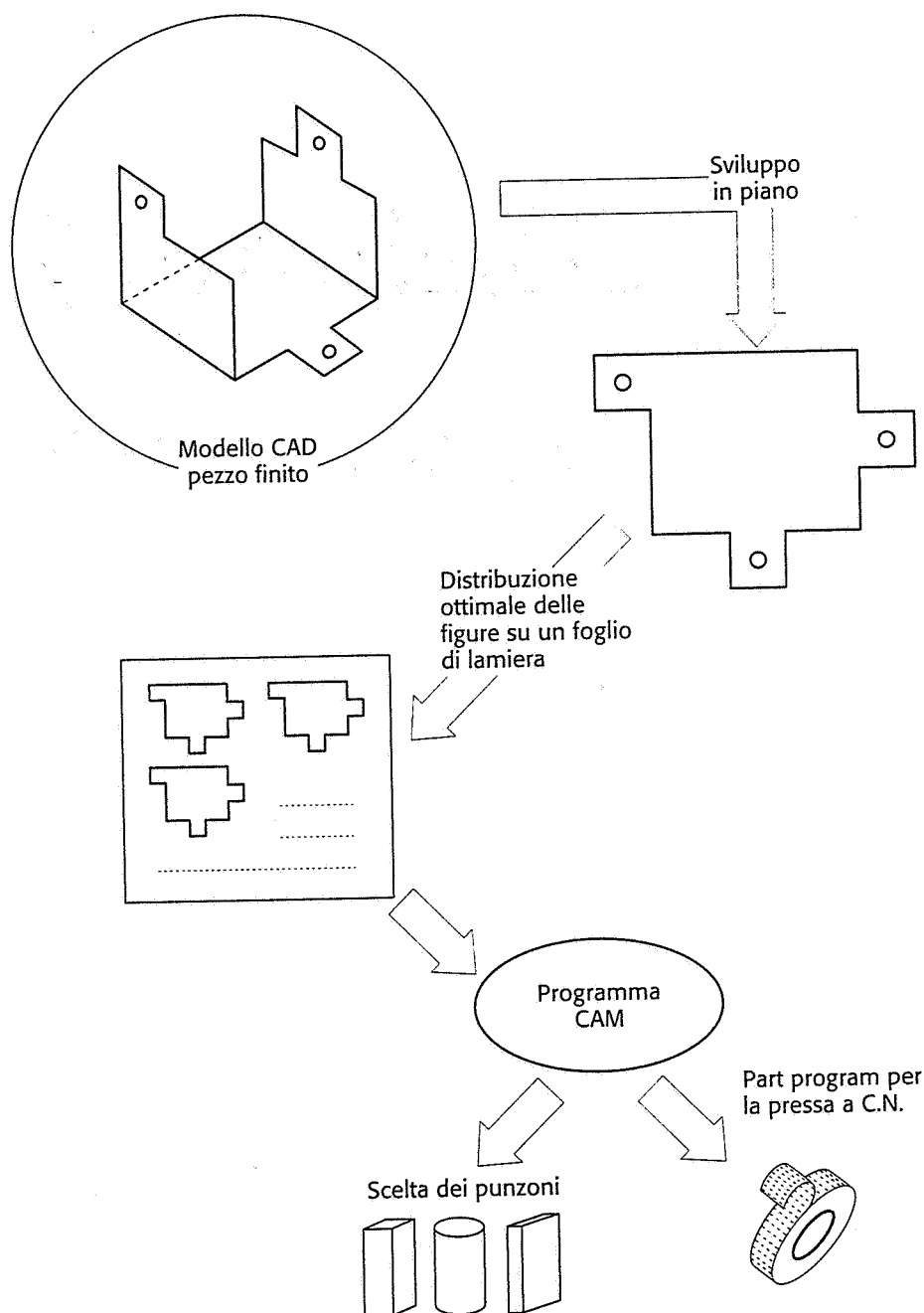
In questo tipo di stampi, per poter controllare il flusso della lamiera nella matrice ed evitare eccessive tensioni, si usano dispositivi inseriti nel premilamiera chiamati *rompigrinze* (fig. 5-83) che rallentano il movimento della lamiera nelle zone dello stampo caratterizzate da spigoli rettilinei con grande curvatura. Inoltre si prevedono zone di rilascio di tensione, dove, cioè, le tensioni in eccesso rispetto alla resistenza del materiale provocano rotture: ovviamente queste zone si dispongono in parti dello stampo corrispondenti a zone dove il materiale viene successivamente eliminato per tranciatura, come i finestrini.

5-8-4 Le tecniche CAE nella lavorazione della lamiera

Il computer è di notevole aiuto nel settore delle lavorazioni della lamiera e vari sono i programmi CAE fino ad oggi sviluppati. Un primo gruppo di programmi utilizza il metodo degli elementi finiti per una simulazione numerica e grafica della operazione di imbutitura, che, come descritto nei precedenti paragrafi, è la più complessa e richiede valutazioni effettuabili con semplici formule solo nel caso di forme semplici. In tali programmi l'utente disegna in ambiente CAD il pezzo finale imbutito; il programma poi lo guida nella scelta dei parametri principali dello stampo. Al termine di questa fase di input, il computer simula le varie fasi del processo applicando il metodo degli elementi finiti, con il quale è possibile calcolare i valori di tensione e deformazione in un certo numero di punti della lamiera; è possibile quindi valutare la possibilità di rotture ed è possibile altresì esaminare il flusso del materiale nello stampo. L'utente può in ogni momento variare i parametri del processo, tra cui la geometria dello stampo, e simularne le conseguenze.

Un secondo gruppo di programmi è più frequentemente usato nella programmazione della produzione di pezzi tranciati con macchine a controllo numerico (par. 5-8-1*b*). Con tali macchine, dotate di una serie di punzoni standard di forma semplice (circolare, quadrata, rettangolare, ecc.) è possibile programmare la tranciatura di forme anche complesse, mediante lo spostamento, secondo due assi, del foglio di lamiera. Con riferimento alla figura 5-84, l'utente disegna al CAD il pezzo finale desiderato, quindi il programma genera automaticamente lo sviluppo in piano del componente e ne estrae le caratteristiche geometriche. Il successivo programma CAM, sulla base delle dimensioni del foglio o nastro di lamiera scelto dall'utente, effettua lo studio auto-

ISBN 88-408-

Fig. 5-84 Schema di un sistema CAE per la lavorazione di oggetti tranciati.

matico della miglior disposizione delle figure geometriche sul piano, in modo da economizzare la lamiera, pur rispettando gli inevitabili vincoli tecnologici, quali distanza minima tra figure e distanza minima dai bordi. Dopo la visualizzazione del risultato sul video e dopo la sua convalida da parte dell'utente, il programma genera automaticamente il part program per la tranciatrice a controllo numerico, insieme con la lista dei punzoni necessari.

5-9 Bibliografia

Altan, T., Lahoti, G.D., *Limitation, applicability and usefulness of different methods in analysis of forming problems*, Annals of the CIRP vol. 28/2, ed. Hallwag Berna, 1979.

Boer, C. R., Jovane, F., *Computer aided design in metal forming system*, Annals of the CIRP, ed. Hallwag Berna, vol. 33/2, 1984.

Boer, C.R., Riegger, H., *CAD-CAM for rolling of complex shape profile,* Annals of the CIRP, vol. 34/1, ed. Hallwag Bernav 1985.

Giusti, F., *Tecnologia meccanica e studi di fabbricazione*, Tipografia editrice Pisana, Pisa.

Gunasekera, J.S *et al.*, *Computer aided process modelling of hot forging and extrusion of Aluminum alloys*, Annals of the CIRP vol. 31/1, ed. Hallwag Berna, 1982.

Gunasekera, J.S., Hoshino, S., *Extrusion of non circular section through shaped dies*, Annals of the CIRP vol. 29/1, ed. Hallwag Berna, 1980.

Hosford, W.F., Caddell, R.M., *Metal forming*, Prentice-Hall, USA 1983.

Kalpakjan, S., *Manufacturing Processes for engineering materials*, Addison Wesley USA 1984.

Lange K., *Handbook of metal forming,* SME, USA, 1985.

Nath, B., *Fundamentals of finite elements for engineers*, The Athlone press., London 1974.

Papuli. G., Colantoni, W., *Manuale dello stampaggio a caldo*, Tamburini Editore, Milano 1973.

Rossi M., *Stampaggio a caldo dei metalli*, Hoepli, Milano.

Rowe, G.W., *An introduction to principles of metalworking*, E. Arnold ltd, Londra 1968.

Sabroff, M., Boulger, F.W., Henning, H.J., *Forging materials and practices*, Reinhold Book Corporation, USA 1968.

Schey J.A., *Introduction to manufacturing processes*, McGraw Hill.

Shibata, Y., Kunitomo, Y., *Sheet metal CAD-CAM system*, Bull. of the Japan soc. of Prec. Eng., vol. 15, n. 4, 1981.

Wassilief, B., *Embutissage*, Dunod, Parigi 1964.

Wusatosky, Z., *Fundamentals of rolling, Pergamon Press*, Katowice 1969.

6 *I processi di saldatura e taglio*

6-1 Introduzione

La saldatura è un processo di unione permanente di due componenti meccanici che può effettuarsi con vari procedimenti, da scegliersi sulla base di attenta considerazione di: tipo di lega da saldare, spessore delle parti, posizione di saldatura, tipo di produzione da effettuare.

Il risultato dell'operazione di saldatura prende il nome di *giunto saldato*; il *metallo base* è quello costituente i due pezzi da saldare, il *metallo d'apporto* può essere aggiunto a quello base per la formazione del giunto. La figura 6-1 illustra le varie *posizioni* di saldatura e i diversi *tipi di giunto*.

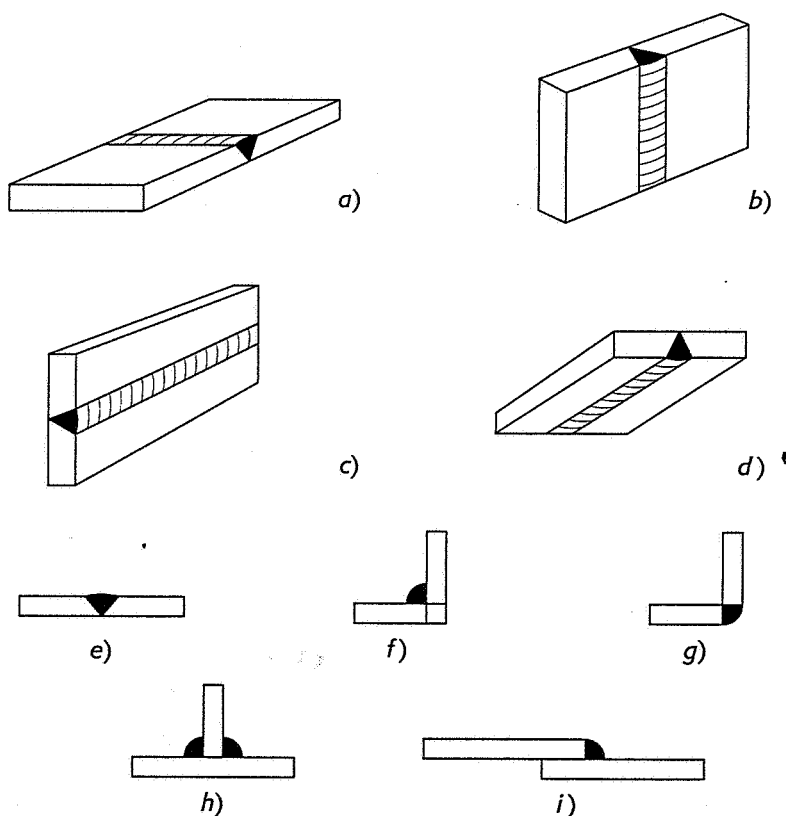
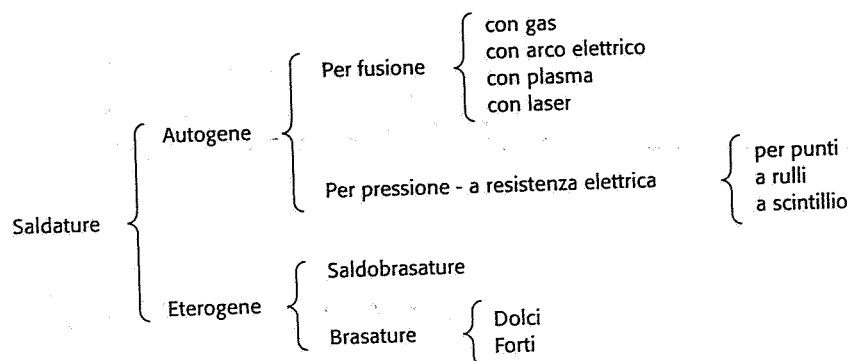



Fig. 6-1 Posizioni di saldatura:
a) in piano;
b) verticale;
c) frontale;
d) sopratesta.
Tipi di giunto:
e) di testa;
f) a L;
g) di spigolo;
h) a T;
i) a sovrapposizione.

ISBN 88-408-1028-5

La classificazione dei processi di saldatura può essere fatta nel modo seguente (tab. 6-1):

Tab. 6-1 Classificazione dei procedimenti di saldatura.

- Saldature *autogene*, nelle quali il metallo base prende parte, fondendo, alla formazione del giunto; il metallo d'apporto può essere presente o meno a seconda del procedimento e dello spessore ed è metallurgicamente simile al metallo base.
- Saldature *eterogene*, nelle quali il metallo base non prende parte alla formazione del giunto, che viene invece formato dal metallo d'apporto, sempre presente, diverso dal metallo base e con temperatura di fusione inferiore.

Nei paragrafi che seguono vengono descritti i più importanti procedimenti di saldatura. Vengono inoltre descritti i principali processi usati per il taglio di materiali, normalmente derivati da quelli per saldatura.

6-2 Saldatura con gas

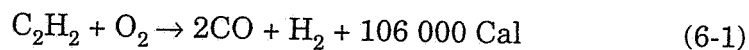
6-2-1 Generalità

La saldatura a gas utilizza come sorgente di calore la fiamma ottenuta mediante la combustione di un gas con l'ossigeno. La fiamma viene prodotta all'estremità di un *cannello* nel quale i due gas si combinano in opportuni rapporti. I gas che sono adatti a questo procedimento di saldatura devono avere le seguenti caratteristiche:

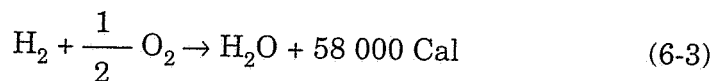
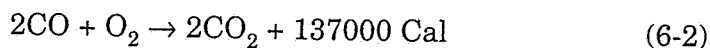
- alta temperatura di fiamma;
- elevato contenuto termico;
- bassa reattività della fiamma con il metallo base e d'apporto;
- stabilità e facilità di regolazione della fiamma.

Tra i gas disponibili commercialmente l'acetilene (C_2H_2) è sicuramente il più usato in quanto quello che meglio soddisfa le caratteristiche sopra indicate. Infatti la fiamma ossiacetilenica ha la più alta temperatura ottenibile con gas e la maggior quantità di calore generato nell'u-

nità di tempo. Inoltre ha il minor consumo di ossigeno e i prodotti di combustione particolarmente riducenti (ossido di carbonio e idrogeno), in grado quindi di assorbire l'ossigeno dell'atmosfera limitando l'ossidazione del metallo base. La fiamma che si produce all'estremità del cannello ossiacetilenico ha l'aspetto indicato nella figura 6-2. Nella zona detta *dardo*, che ha un colore bianco abbagliante, avviene la reazione esotermica primaria

$$C_2H_2 + O_2 \rightarrow 2CO + H_2 + 106\,000 \text{ Cal} \qquad (6\text{-}1)$$

I prodotti della combustione si combinano poi con l'ossigeno dell'atmosfera nella *zona di saldatura* o riducente secondo le seguenti reazioni esotermiche secondarie:

$$2CO + O_2 \rightarrow 2CO_2 + 137000 \text{ Cal} \qquad (6\text{-}2)$$

$$H_2 + \frac{1}{2} O_2 \rightarrow H_2O + 58\,000 \text{ Cal} \qquad (6\text{-}3)$$

I prodotti finali della combustione costituiscono la parte chiamata *fiocco*, che è alquanto ossidante e a temperatura più bassa, come indicato dal diagramma della stessa figura 6-2. Per effettuare una buona saldatura occorre quindi che i lembi dei pezzi da saldare si trovino nella zona riducente, non tanto per motivi di alta temperatura quanto per motivi di reattività chimica.

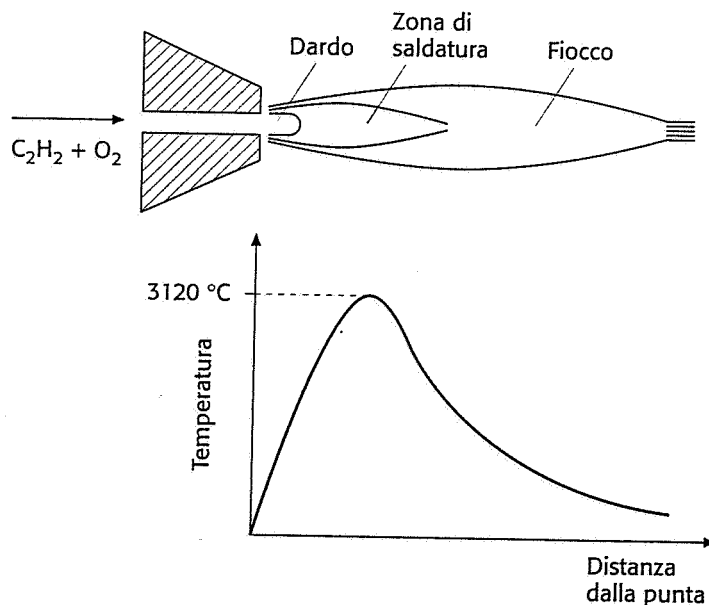



Fig. 6-2 Schema delle varie zone di una fiamma ossiacetilenica e andamento qualitativo della temperatura nelle varie zone.

La fiamma ha l'aspetto descritto quando le portate dei gas sono regolate in modo da rispettare i rapporti chimici di combinazione secondo le reazioni prima viste e viene detta *fiamma neutra*. Un eccesso di acetilene provoca la cosiddetta *fiamma carburante* con il dardo più lungo e il fiocco color giallo che emette prodotti carboniosi, che possono provocare formazione di carburi nel giunto saldato. Un eccesso di ossigeno provoca invece la *fiamma ossidante* che tende a un colore azzurro e con temperature maggiori.

ISBN 88-408-1028-3

6-2-2 Attrezzatura necessaria

Questo processo richiede la disponibilità dei due gas, l'ossigeno e l'acetilene.

L'ossigeno viene fornito in bombole cilindriche in acciaio, compresso fino a circa 15 MPa. La bombola dell'ossigeno è riconoscibile dalla verniciatura bianca dell'ogiva e dall'assenza della saldatura longitudinale.

L'acetilene è un gas fortemente instabile e può esplodere a pressioni relativamente basse, intorno a 0,15 MPa. Per questo motivo non è possibile comprimerlo allo stato gassoso in bombole come gli altri gas. Al contrario, se viene disciolto in acetone, può essere compresso fino a circa 1,5 MPa. Tuttavia le bombole che contengono acetilene per saldatura a gas vengono riempite con un materiale ceramico ad alta porosità, a struttura capillare, oppure con silicato di calcio. In questo modo la massa porosa assorbe l'acetone che discioglie l'acetilene e lo distribuisce in tutta la bombola, limitando al minimo le sacche di acetilene non disciolto.

La bombola dell'acetilene è verniciata sull'ogiva con color arancione e presenta normalmente uno o più cordoni di saldatura.

Ambedue le bombole, di ossigeno e di acetilene, hanno un rubinetto per l'apertura e la chiusura del flusso di gas. Mentre quello della bombola di ossigeno è di lega a base di rame, quello dell'acetilene è di acciaio: infatti l'acetilene a contatto prolungato con il rame può formare prodotti esplosivi.

Su ogni bombola viene inoltre montato un gruppo riduttore-regolatore di pressione, per adattare la pressione del gas a quella richiesta dal cannello e per mantenerne costante il valore al variare della portata.

La fiamma di saldatura si forma all'estremità (detta *punta*) di un'attrezzatura chiamata *cannello* che ha la funzione di far miscelare i due gas, di permettere la regolazione della fiamma e di dirigere la fiamma localizzando l'apporto termico sul punto da saldare. La parte terminale del cannello è in rame e il foro d'uscita ha un diametro variabile (punta sostituibile) in funzione della *potenza* del cannello, cioè della quantità in litri di acetilene che può bruciare in un'ora. Il cannello deve essere dimensionato in modo tale che la velocità della miscela dei due gas sia superiore alla velocità di propagazione della fiamma, così da evitare accensioni nella parte interna del cannello stesso. Sul cannello sono presenti i rubinetti per la regolazione della portata dei due gas e quindi della fiamma. Eventuali ostruzioni della punta possono provocare ritorni di fiamma, che devono essere impediti, per ragioni di sicurezza, da apposite valvole di non ritorno disposte sulle tubazioni dell'ossigeno e dell'acetilene.

6-2-3 Modalità operative

La saldatura autogèna con cannello ossiacetilenico può essere effettuata senza metallo d'apporto nel caso di spessore sottile, ma negli altri casi il metallo d'apporto si rende indispensabile per la formazione del giunto di saldatura: in tal caso si utilizzano bacchette o fili di composizione simile al metallo base, la cui estremità viene immessa dall'operatore nella zona d'azione della fiamma. I lembi del metallo base vengono solitamente preparati con *cianfrinature* appena lo spessore

supera i 3-4 mm, data la scarsa penetrazione di questo procedimento. È buona norma pulire le superfici dei lembi da saldare per eliminare tracce di ossido, oli o grassi. Inoltre è opportuno usare paste o polveri disossidanti, che reagiscono chimicamente con l'ossido del metallo base trasformandolo in prodotto fusibile alla temperatura di saldatura, che tende a galleggiare sul bagno di metallo fuso.

6-2-4 Caratteristiche e prestazioni del procedimento

Molti materiali possono essere saldati con questo metodo, scegliendo oculatamente le modalità operative e con una buona professionalità del saldatore. Non possono essere saldate le leghe refrattarie e quelle reattive. Solitamente il procedimento viene usato per la saldatura *manuale* degli acciai a basso tenore di carbonio.

Il saldatore ha un notevole controllo della temperatura della zona da saldare e la pressione stessa della fiamma può aiutare a dare forma al giunto di saldatura; può anche controllare la quantità di metallo depositato, in quanto metallo d'apporto e sorgente di calore sono separati. Queste caratteristiche di controllabilità del processo lo rendono adatto a spessori sottili (lamiere e tubi). I grossi spessori possono essere saldati, ma con costi e tempi molto più elevati che con altri procedimenti (arco elettrico).

L'equipaggiamento è versatile, trasportabile, autonomo e di basso costo: quindi a parte la saldatura autogena (scarse ormai sono le applicazioni industriali di questo processo nel campo della saldatura), esso è usatissimo per riscaldamento, trattamento superficiale, taglio, saldatura eterogena, ecc.

6-2-5 Taglio con cannello ossiacetilenico

Come prima accennato, una delle applicazioni principali della fiamma ossiacetilenica è il taglio termico o la preparazione dei lembi delle lamiere da saldare (*cianfrinatura*). Il materiale in questo caso non viene tagliato per *fusione*, bensì per *ossidazione*: infatti il principio di funzionamento consiste nell'investire il pezzo, portato ad alta temperatura da una fiamma ossiacetilenica, con un getto di ossigeno, che, combinandosi con il metallo, forma un ossido, che viene asportato dall' energia cinetica del getto di ossigeno stesso. A questo scopo si utilizza la stessa attrezzatura prima descritta, ma con un cannello di tipo diverso, illustrato nella figura 6-3: la fiamma si genera dai due gas che provengono da un condotto anulare, mentre il getto di ossigeno fuoriesce dal condotto centrale. La reazione di ossidazione è fortemente esotermica e questo calore permette di innalzare la temperatura del materiale, permettendo così l'avanzamento del taglio. Perché tale principio possa funzionare devono essere verificate le condizioni seguenti:

- la temperatura di innesco della reazione di ossidazione deve essere inferiore a quella di fusione del metallo;
- la reazione di ossidazione deve essere fortemente esotermica;
- l'ossido che si forma deve fondere a una temperatura inferiore a quella del metallo da tagliare.

ISBN 88-408-1028-5

Nella pratica queste condizioni sono verificate solamente nel caso degli acciai al carbonio e debolmente legati.

Il metodo di taglio può essere manuale o automatico, con sistema di guida del cannello a controllo numerico secondo traiettorie comunque complesse. Con sistema manuale è possibile tagliare fino a spessori di 50 mm con velocità di 0,3 m/min, mentre con sistema automatico si può arrivare fino a 350 mm con velocità pari a circa 0,1 m/min. All'aumentare dello spessore tuttavia la larghezza del taglio aumenta anche fino a 10 mm. Lo spessore minimo tagliabile con finitura dei bordi tagliati accettabile è circa 6 mm. Questo metodo di taglio è oggi il più economico e adatto per spessore superiori a 50 mm. Le prestazioni di questo sistema di taglio sono confrontate con quelle di altri sistemi nella figura 6-16.

Per i materiali che tendono a formare ossidi che fondono a temperature più alte di quelle del materiale stesso, viene impiegato un sistema simile a quello descritto, ma con iniezione ad aria compressa di polvere di ferro fine nella zona di taglio: la combustione del ferro innalza la temperatura della zona in modo che gli ossidi refrattari vengono fusi e anche erosi dall'azione della polvere. Con questo metodo è possibile tagliare anche gli acciai inossidabili.

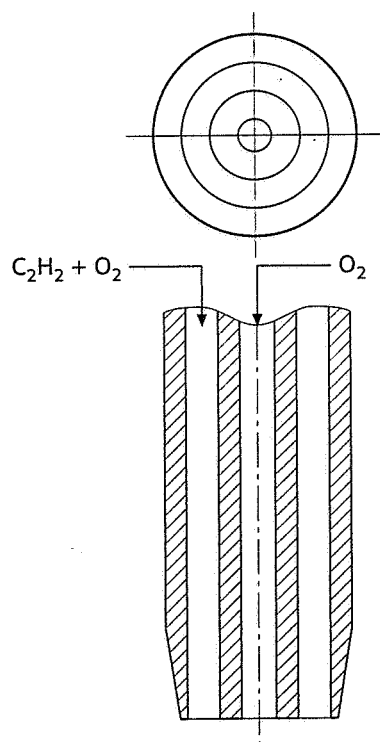



Fig. 6-3 Schema della punta di un tipico cannello ossiacetilenico da taglio.

6-3 La saldatura ad arco elettrico con elettrodo rivestito

6-3-1 Generalità

È il procedimento di saldatura manuale più diffuso: in esso il calore necessario alla fusione del materiale base è ricavato da un arco elettrico (fig. 6-4) che scocca tra un *elettrodo fusibile* metallico, coperto da un opportuno rivestimento, e il metallo base. L'operatore impugna una *pinza* porta elettrodo, con la quale dirige e guida l'arco, collegata a uno dei due poli di una macchina elettrica; il circuito elettrico nel quale

fluisce la corrente di saldatura si chiude tramite un *morsetto di massa* collegato all'altro polo della stessa macchina.

L'arco viene inizialmente innescato toccando il metallo base con la punta dell'elettrodo e subito ritirandolo a una distanza di qualche millimetro. Al momento del contatto scorre nel circuito una corrente di intensità elevata (di corto circuito) che surriscalda notevolmente sia l'elettrodo sia il metallo base, provocando anche una forte ionizzazione dell'aria circostante e innescando l'arco elettrico.

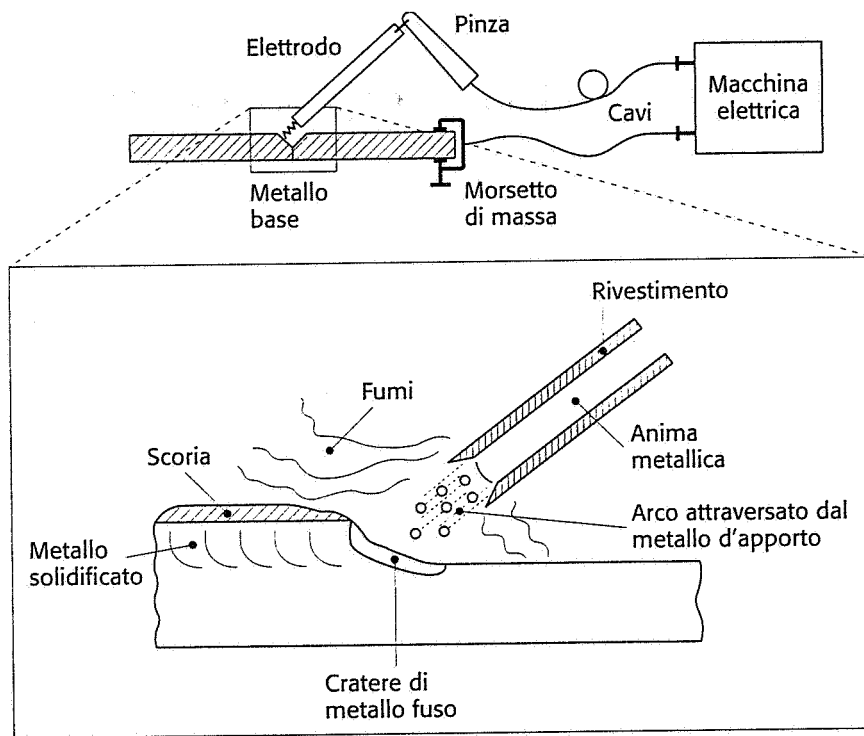



Fig. 6-4 Schema del procedimento di saldatura ad arco elettrico con elettrodo rivestito.

L'arco elettrico è generato dal passaggio degli elettroni dal polo negativo a quello positivo e l'energia ad esso associata si trasforma in calore e in onde elettromagnetiche di varia frequenza. Il normale bilancio termico dell'arco prevede che circa i 2/3 del calore sviluppato si localizzino al polo positivo, per effetto del bombardamento elettronico, con temperature massime dell'ordine di 6000-7000 °C. Elettrodi di maggior diametro richiedono maggiori quantità di calore per fondere e quindi correnti più elevate (dell'ordine di centinaia di Ampere).

Gli elettrodi impiegati in questo procedimento di saldatura hanno un'*anima metallica* di materiale chimicamente e metallurgicamente simile a quello base e un *rivestimento* (i cui tipi sono descritti in seguito) che sviluppa gas, tra cui idrogeno e anidride carbonica, che proteggono l'arco e il cratere di fusione (fig. 6-4) sul metallo base dal contatto con l'atmosfera, ed *entro certi limiti* dall'ossidazione. Inoltre i composti chimici presenti nel rivestimento reagiscono con eventuali impurezze presenti nel metallo base, trasformandole in scoria fluida che, solidificando, ricopre il giunto di saldatura appena solidificato proteggendolo, entro certi limiti, dall'ossidazione e da un troppo rapido raffreddamento. Il rivestimento può anche avere altre funzioni:

- sviluppo di gas ionizzanti che stabilizzano l'arco nel caso si usi la corrente alternata;

ISBN 88-408-1028-5

- immissione, nel bagno di fusione del cratere, di elementi con funzione desolforante, defosforante o comunque migliorativa delle caratteristiche metallurgiche del giunto;
- influenza sulle proprietà fisiche della scoria, quindi sulle caratteristiche di impiego (posizione della saldatura) e sulla forma finale del giunto (*piano*, *convesso*, *concavo*).

Il rivestimento fonde generalmente a una temperatura maggiore dell' anima metallica, cosicché esso si estende leggermente oltre l'anima, concentrando e dirigendo l'arco nella zona interessata.

Per quanto riguarda la *lunghezza* dell'arco, è necessario osservare che un suo aumento provoca un aumento di tensione ai suoi capi, un aumento di resistenza elettrica e una diminuzione di corrente. Il contrario avviene se la lunghezza dell'arco si riduce. Con lunghezze maggiori di circa 7-8 mm l'arco è difficile da controllare, la dispersione di calore è notevole e la penetrazione della saldatura scarsa; inoltre è più probabile l'assorbimento di ossigeno e azoto da parte del metallo base, data la minor azione protettiva dei gas provenienti dal rivestimento. Ne risulta un giunto con scarse qualità meccaniche e metallurgiche. Al contrario, un arco troppo corto (minore di circa 3 mm) provoca un surriscaldamento eccessivo del pezzo e un *incollamento* dell'elettrodo e spegnimento dell'arco stesso. Il mantenimento della corretta lunghezza dell'arco, trattandosi di saldatura manuale, dipende dall'esperienza e professionalità del saldatore.

6-3-2 Trasferimento del metallo d'apporto

Il calore generato dall'arco provoca la fusione sia del metallo base sia di quello d'apporto (anima dell'elettrodo); quest'ultimo viene trasferito sul metallo base passando attraverso l'arco sia in corrente continua sia alternata e indipendentemente dalla posizione di saldatura. Le forze che provocano questo passaggio sono: 1) il peso proprio; 2) le forze elettromagnetiche; 3) l'azione dei gas che si sviluppano dal rivestimento; 4) le forze magnetodinamiche.

Il trasferimento di metallo avviene sotto forma di gocce le cui dimensioni variano in funzione della corrente di saldatura e del tipo di rivestimento. Questo tipo di trasferimento (*drop-transfer*) avviene a una frequenza di circa 10-40 gocce/secondo, provocando notevoli perturbazioni al regime elettrico dell'arco, che tende a divenire instabile. Ciò rende necessario utilizzare macchine elettriche con ottime caratteristiche dinamiche (bassa inerzia elettromagnetica).

6-3-3 Soffio magnetico sull'arco

La corrente di saldatura genera un campo magnetico in cui si trova immerso l'arco elettrico che, come tutti i conduttori, è soggetto a forze elettromagnetiche che tendono a deviarlo dalla posizione originaria. Quest'effetto, detto *soffio magnetico* si nota soprattutto saldando in corrente continua, e si manifesta sotto forma di serpeggiamenti che rendono difficile guidare l'arco: il giunto di saldatura può divenire irregolare anche a causa dei frequenti spruzzi di metallo. L'inconveniente può essere limitato mantenendo l'arco il più corto possibile, variando la posizione del morsetto di massa o l'inclinazione dell'elettrodo.

6-3-4 Elettrodi

Come già accennato, gli elettrodi impiegati in questo tipo di saldatura sono costituiti da un'anima metallica cilindrica ricoperta da un materiale pulverulento, che prende il nome di rivestimento. L'anima metallica è costituita da un materiale metallurgicamente simile a quello base. Per quanto riguarda il rivestimento, invece, i tipi più comuni sono i seguenti:

- *Ossidante*: a base di ossidi di ferro, manganese e silicio. Sono caratterizzati da bassa penetrazione, scoria spessa e solida, ma facilmente asportabile. Il rivestimento non è igroscopico, le caratteristiche meccaniche e tecnologiche del giunto sono basse; adatti solo per saldature in piano.
- *Acido*: a base di ossidi metallici e ferroleghe, sono caratterizzati da buona qualità del giunto, purché il metallo base non abbia troppe impurità di zolfo e fosforo; il rivestimento non è molto igroscopico, la penetrazione è buona, è adatto anche per saldature frontali e verticali ascendenti.
- *Basico*: a base di carbonato di calcio e fluorite. Le principali caratteristiche sono: elevate proprietà meccaniche e tecnologiche del giunto grazie all'azione desolforante e defosforante, adatto a saldature in qualunque posizione, elevata igroscopicità.
- *Cellulosico*: a base di materie organiche (30% di cellulosa). È caratterizzato da: buone qualità meccaniche e tecnologiche del giunto, scoria limitata e facilmente asportabile, buona penetrazione, adatto per saldature in tutte le posizioni, elevato sviluppo di fumi, alta igroscopicità.
- *Al rutilo*: a base di ossido di titanio. È caratterizzato da: fusione dolce, scoria abbondante e viscosa, giunto di aspetto buono e regolare, facile accensione, buona stabilità dell'arco, possibilità di microfessurazioni.

Esistono poi anche altri tipi di rivestimenti tra cui quelli:

- *Ad alto rendimento*: a base di polvere di ferro, con rendimento fino al 160%. Il rendimento di un elettrodo è il rapporto tra il peso di metallo depositato sul giunto e il peso dell'anima metallica consumata.
- *A forte penetrazione*: a base di ossido di titanio e cellulosa, richiedono alte tensioni d'arco e danno penetrazioni circa doppie del normale; sono quindi adatti per elevati spessori.

La designazione degli elettrodi secondo le norme UNI contiene informazioni su: resistenza a trazione del metallo depositato, spessore per cui sono destinati, qualità ottenibile nel giunto, tipo di rivestimento, posizione in cui possono essere utilizzati, tipo di alimentazione elettrica di saldatura, rendimento.

6-3-5 Preparazione del metallo base

I lembi dei due pezzi di metallo base da saldare devono essere opportunamente preparati per assicurare la giusta penetrazione e la facilità

ISBN 88-408-1028-5

di saldatura al fine di ottenere un giunto sano. Questa preparazione dipende da:

- posizione di saldatura;
- spessore delle lamiere e tipo di giunto;
- tipo di metallo base;
- penetrazione richiesta della saldatura.

La figura 6-5 riporta i principali tipi di preparazione impiegati in questo metodo di saldatura, limitatamente al caso di giunto di testa.

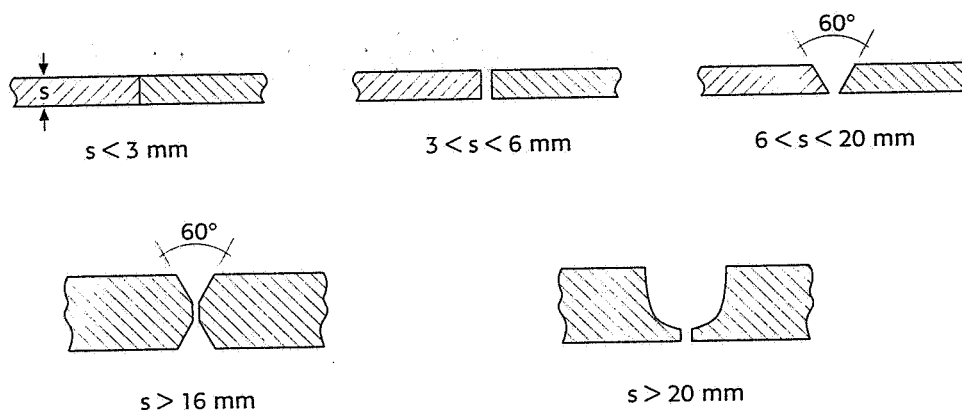



Fig. 6-5 Principali tipi di preparazione dei lembi delle lamiere da saldare con procedimento ad arco elettrico manuale.

6-3-6 Alimentazione elettrica e macchine saldatrici

La saldatura con elettrodo rivestito può essere effettuata sia in corrente continua sia in alternata.

L'uso della *corrente continua* assicura una deposizione più dolce di metallo d'apporto e un arco più stabile, rispetto alla corrente alternata, grazie al fatto che la polarità non cambia. Inoltre, la saldatura in corrente continua produce una buona azione *bagnante* del metallo fuso e quindi un giunto uniforme, anche con bassi valori di intensità di corrente: per questo motivo la corrente continua è più adatta per gli spessori sottili. È inoltre preferita per saldature in posizioni verticale e sopratesta. La scelta della polarità (diretta o inversa) è legata al tipo di rivestimento: in genere si può affermare che la *polarità diretta* (elettrodo negativo) produce una maggior penetrazione, mentre la *polarità inversa* (elettrodo positivo) produce una maggior deposizione oraria.

Tuttavia l'effetto del soffio magnetico sull'arco è maggiore in continua che in alternata.

L'uso della *corrente alternata* offre due vantaggi: l'effetto limitato del soffio magnetico sull'arco e il minor costo delle macchine. In mancanza di soffio magnetico si possono usare valori di intensità di corrente maggiori e diametri di elettrodo maggiori, usando però solo i tipi di rivestimento adatti, ottenendo così un'elevata deposizione oraria.

Le macchine saldatrici in corrente alternata sono costituite essenzialmente da trasformatori; quelle in corrente continua di tipo *statico* sono costituite da trasformatori e da raddrizzatori utilizzanti diodi al silicio, mentre quelle di tipo *rotante* sono costituite da speciali dinamo, trascinate in rotazione da motori asincroni trifase o endotermici.

ISBN 88-408-1028-5

La figura 6-6 riporta l'andamento tipico della *caratteristica esterna* di una macchina saldatrice. La tensione a vuoto deve essere sufficiente per far scoccare l'arco, ma di valore limitato per ragioni di sicurezza dell'operatore; la corrente di corto circuito deve avere un valore di compromesso tra necessità di accensione dell'arco e danneggiamento degli impianti elettrici.

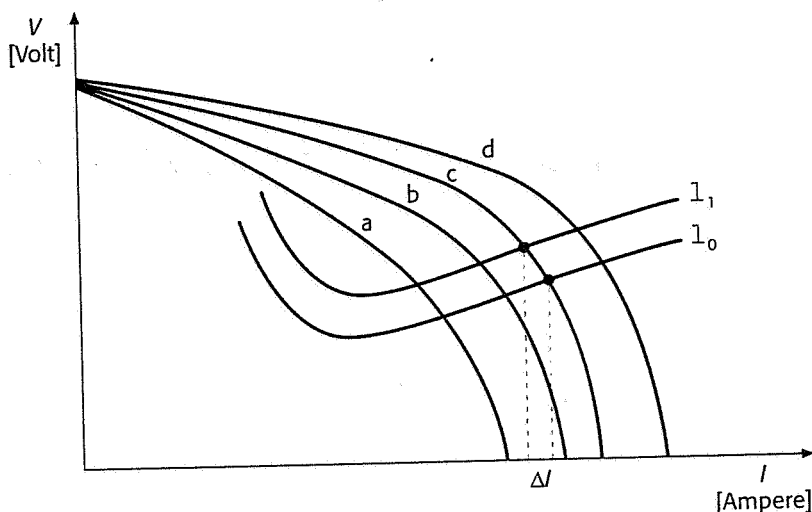



Fig. 6-6 Andamento qualitativo della caratteristica esterna di una macchina saldatrice per arco manuale. *a, b, c, d* caratteristiche corrispondenti a varie regolazioni della macchina; l_0, l_1 caratteristiche elettriche dell'arco con lunghezza $l_1 > l_0$.

La famiglia di curve nella figura corrisponde a varie regolazioni della macchina e rappresenta la possibilità di variare i parametri di saldatura. La notevole pendenza della curva di queste macchine limita le indesiderate variazioni di corrente causate dalle variazioni di lunghezza dell'arco, legate ai movimenti della mano dell'operatore. Si noti altresì che l'arco elettrico non segue la legge di Ohm, ma presenta una prima parte discendente, seguita da una crescente: inoltre la sua caratteristica elettrica dipende dalla sua lunghezza, come evidenziato nella figura stessa.

6-3-7 Caratteristiche di impiego

La saldatura ad arco con elettrodo rivestito è un processo molto diffuso, particolarmente per realizzare giunti di limitate dimensioni, nelle operazioni di manutenzione e riparazione, per costruzioni *sul campo* e di pochi prototipi. L'attrezzatura è relativamente semplice, economica e portatile. La posizione di saldatura non è limitata dal processo, ma dipende solo dal tipo di elettrodo usato ed è possibile saldare anche in punti difficilmente accessibili. Rispetto alla saldatura con cannello ossiacetilenico ha una velocità di saldatura maggiore e un costo minore: inoltre è possibile saldare tra loro parti con spessore diverso, grazie alla notevole concentrazione del calore prodotta dall'arco, quindi con minori pericoli di deformazione dei pezzi durante la fase di ritiro.

Il metodo di saldatura è usato principalmente per acciai al carbonio, basso legati e inossidabili. Non viene normalmente usato nel caso di leghe a basso punto di fusione (a base di stagno, piombo e zinco) dato l'intenso calore generato dall'arco, e nel caso di leghe *reattive* come quelle di alluminio, titanio e zirconio, in quanto troppo sensibili alla contaminazione da parte dell'ossigeno, verso la quale il rivestimento dell'elettrodo non ha caratteristiche di protezione adeguate.

ISBN 88-408-1028-5

Questo metodo di saldatura non è adatto per spessori troppo sottili (minori di circa 2-3 mm) in quanto la corrente di saldatura non può essere abbassata oltre il limite di stabilità dell'arco e quindi è difficile saldare senza provocare fori nello spessore.

Inoltre occorre ricordare che i valori di deposizione oraria e di penetrazione ottenibili non rendono questo metodo economicamente competitivo con altri processi all'arco (descritti in seguito) nel caso di grossi spessori e/o di notevoli lunghezze di giunto. Inoltre l'elettrodo ha una lunghezza limitata, il che provoca un'interruzione del processo quando deve essere sostituito. Un altro fatto che limita la produttività del processo è la necessità di togliere la scoria tra una passata e l'altra.

6-4 Il procedimento TIG

6-4-1 Generalità

Il metodo di saldatura TIG (*Tungsten Inert Gas*) fa parte dei metodi di saldatura ad arco elettrico in atmosfera inerte. In questo metodo l'arco elettrico scocca tra un elettrodo di tungsteno (o di una sua lega), che non prende parte al processo di fusione, data la sua elevata temperatura di fusione, e il metallo base. Il metallo d'apporto, presente se lo spessore delle parti da saldare è superiore a circa 1 mm, viene immesso nella zona dell'arco elettrico sotto forma di *bacchette* se si opera manualmente, sotto forma di *filo* se si opera con sistema automatico. Tutta la zona di saldatura comprendente l'arco, l'elettrodo, il metallo base fuso e il metallo d'apporto si trova immersa in un ambiente inerte, costituito da gas argon, o elio o miscugli dei due: questo fatto impedisce l'ossidazione del giunto saldato da parte dell'atmosfera e permette così la saldatura anche di materiali particolarmente reattivi.

L'attrezzatura necessaria per la saldatura TIG è illustrata schematicamente nella figura 6-7. L'elettrodo di tungsteno è contenuto in una pistola portaelettrodo ed emerge da essa nella parte centrale di un ugello dal quale fuoriesce il gas protettivo. La pistola è collegata alla macchina elettrica (funzionante a corrente sia continua che alternata) con una guaina contenente il cavo elettrico di collegamento dell'elettrodo, il tubo di adduzione del gas protettivo proveniente da una bombola attraverso un apposito regolatore di pressione ed economizzatore (per limitarne il consumo), i tubi per la circolazione forzata dell'acqua di raffreddamento della pistola stessa.

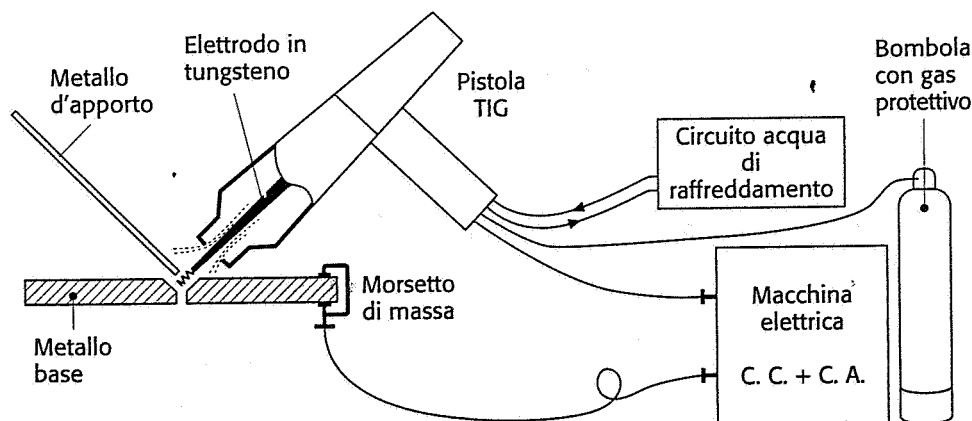



Fig. 6-7 Schema dell'attrezzatura per la saldatura TIG.

L'arco elettrico è prodotto dal passaggio di corrente elettrica attraverso il gas ionizzato: ne risulta che l'arco è attraversato da ioni positivi che si muovono verso il polo negativo e da elettroni che si muovono in senso opposto. Qualora si operi in polarità diretta (come nella generalità dei casi), cioè con l'elettrodo al polo negativo, il bombardamento ionico dell'elettrodo ne aumenta la temperatura e contribuisce all'emissione di elettroni con tensioni e correnti d'arco particolarmente basse, il che rappresenta un vantaggio nella saldatura degli spessori sottili.

Il metodo migliore per accendere l'arco è quello che prevede l'impiego di una *scintilla pilota*, provocata da un'elevata tensione e frequenza, che scocca tra elettrodo e pezzo quando essi si trovano a distanza ravvicinata. La scintilla provoca la ionizzazione del gas protettivo e l'accensione dell'arco. Tale alta tensione viene eliminata automaticamente alcuni secondi dopo l'accensione dell'arco, se si salda in corrente continua, mentre viene mantenuta sovrapposta alla corrente di saldatura nel caso di corrente alternata, in modo da stabilizzare l'arco, come descritto in seguito. Al termine della saldatura un sistema automatico riduce progressivamente la corrente di saldatura fino allo spegnimento dell'arco, mentre il gas protettivo viene erogato per qualche secondo fino a completa solidificazione del giunto e sufficiente raffreddamento dell'elettrodo.

Il materiale costituente l'elettrodo può essere tungsteno puro al 99,5%, oppure tungsteno con 1-2% di torio, oppure tungsteno con 0,15-0,4% di zirconio. I primi sono i più economici e vengono impiegati nelle saldature meno critiche, a causa della bassa densità di corrente sopportabile e della sensibilità alla contaminazione da parte degli spruzzi di metallo fuso. I secondi hanno maggior emissività a parità di temperatura, quindi permettono di saldare con correnti più basse, hanno una maggior durata e una maggiore resistenza alla contaminazione. Inoltre formano un arco più stabile e più facilmente innescabile. I terzi hanno caratteristiche intermedie tra i primi due, ma sono generalmente preferibili saldando in corrente alternata.

6-4-2 Alimentazione elettrica

Si è detto in precedenza che le macchine elettriche per la saldatura TIG hanno possibilità di erogare corrente sia continua che alternata: la scelta del tipo di corrente dipende essenzialmente dal materiale da saldare. Nella tabella 6-2 sono riportate alcune indicazioni per questa scelta. Gli effetti del tipo di corrente usata sono sinteticamente i seguenti:

Tab. 6-2 Tipi di corrente utilizzati per la saldatura TIG di vari materiali.

Materiale	Corrente e polarità
Acciai dolci	CC polar. diretta
Acciai inox	CC polar. diretta o CA
Leghe di alluminio	CA
Leghe di magnesio	CA
Leghe di nickel	CC polar. diretta
Ottone	CA
Rame	CC polar. diretta

ISBN 88-408-1028-5

- *Corrente continua in polarità diretta*: il flusso di elettroni è diretto verso il metallo base, il bilancio termico dell'arco comporta circa il 70% del calore sviluppato sul metallo base. L'arco è ben concentrato e la penetrazione raggiunge il massimo valore (nell'ambito del metodo TIG). Dato che l'elettrodo raccoglie circa il 30% del calore generato dall'arco, esso non è sottoposto a elevati aumenti di temperatura, quindi in queste condizioni si possono raggiungere valori di densità di corrente sopportabile dall'elettrodo pari a circa 60 A/mm^2.
- *Corrente continua in polarità inversa*: il flusso di elettroni è diretto verso l'elettrodo e quindi il bilancio termico dell'arco è a favore dell'elettrodo, che raccoglie circa il 70% del calore emesso: ciò comporta un elevato surriscaldamento che obbliga a usare elettrodi di grosso diametro per poter dissipare questo calore e pone limitazioni alla massima densità di corrente ottenibile (circa 5 A/mm^2) e ovviamente alla penetrazione. Inoltre l'emissione di elettroni da parte del metallo base crea un arco poco concentrato. L'unico vantaggio nell'uso di questo tipo di alimentazione elettrica sarebbe la distruzione dello strato di ossidi che si formano nel caso di saldatura di leghe di magnesio e alluminio grazie al bombardamento degli ioni positivi. Tuttavia, gli aspetti negativi sono predominanti rispetto a questo vantaggio, per cui quest'alimentazione non è praticamente utilizzata.
- *Corrente alternata*: questo caso rappresenta una situazione intermedia tra le due precedenti. Infatti il bilancio termico dell'arco comporta il 50% di calore sull'elettrodo e il 50% circa sul metallo base. La penetrazione e la concentrazione dell'arco sono intermedie tra i due casi precedenti e così pure la massima densità di corrente sopportabile dall'elettrodo (circa 30 A/mm^2). La distruzione dello strato di ossido avviene solamente nel semiciclo in cui l'elettrodo è positivo.
  Tuttavia l'uso della corrente alternata crea problemi di stabilità dell'arco. Infatti il tungsteno e il metallo base hanno potere emissivo diverso e ciò provoca una corrente alternata sbilanciata tra un semiciclo e l'altro, con gravi conseguenze sulla stabilità dell'arco. Questo fatto viene ovviato sovrapponendo alla corrente di saldatura una corrente con bassa intensità ma con elevate tensione e frequenza, in pratica la stessa utilizzata per generare la scintilla pilota per l'accensione dell'arco.

6-4-3 Prestazioni e campi d'impiego

La saldatura TIG è un metodo molto efficace che permette di ottenere saldature di *elevata qualità* su quasi tutti i materiali metallici (ad eccezione, ovviamente, di quelli a bassa temperatura di fusione come stagno, piombo e zinco). In particolare essa è molto adatta per le leghe di alluminio (nelle quali l'eventuale formazione di Al_2O_3, altamente refrattario causerebbe problemi nel giunto), di magnesio e dei materiali reattivi come titanio e zirconio.

È particolarmente adatta per gli spessori sottili, dato che la forte emissività dell'elettrodo di tungsteno permette di mantenere archi stabili con correnti basse (fino a circa 15-20 A). L'impiego nel campo degli spessori medi e grossi è sicuramente possibile, ma il metodo TIG

non è economicamente conveniente rispetto ad altri metodi (MIG e arco sommerso) caratterizzati da penetrazioni e deposizioni orarie maggiori.

Il processo TIG è un metodo di saldatura costoso, sia per il costo di macchine e attrezzature, sia per quello dell'elettrodo di tungsteno sia, soprattutto, per quello dei gas utilizzati (argon o elio). Esso viene generalmente riservato ai materiali più pregiati e/o agli spessori più sottili.

Saldando col metodo TIG è possibile che il tungsteno dell'elettrodo contamini il metallo base, formando inclusioni dure e fragili.

6-5 Il processo al plasma per saldatura e taglio

6-5-1 Saldatura

Il sistema di saldatura al plasma è un derivato del sistema TIG e differisce da questo per la particolare conformazione della pistola di saldatura (in questo caso più complessa) e per le prestazioni ottenibili. La macchina elettrica utilizzata è molto simile a quella per la saldatura TIG.

Lo schema della parte terminale della pistola al plasma è illustrato nella figura 6-8. La differenza fondamentale con una pistola TIG consiste nel fatto che l'elettrodo di tungsteno si trova nella parte centrale e interna di un ugello attraverso il quale viene fatto passare gas argon o un miscuglio di argon e idrogeno. L'arco elettrico produce una notevole ionizzazione nel gas che esce dall'ugello, trasformandolo in una colonna di plasma con elevatissime temperature (fino a circa 20 000 °C), forma quasi cilindrica molto concentrata e alta velocità. Coassiale all'ugello centrale si trova anche un condotto dal quale viene fatto passare gas protettivo (gas inerte o miscuglio di gas, spesso lo stesso gas plasmagenico) avente funzioni analoghe a quello del sistema TIG. Rispetto all'arco TIG quello al plasma è più direzionale, penetrante (a causa dell'elevata densità di potenza) e concentrato, e la sua forma cilindrica evita i problemi legati alle variazioni di lunghezza d'arco durante saldature manuali.

L'arco elettrico che si genera nella pistola al plasma può essere di due tipi:

- *arco diretto*: l'arco scocca tra l'elettrodo della pistola e il materiale base. In questo caso l'energia trasferita al pezzo è maggiore, ma è necessario che i pezzi da saldare siano di materiale elettricamente conduttore. È questo il sistema normalmente usato in saldatura.
- *arco trasferito*: l'arco scocca tra l'elettrodo centrale e un elettrodo anulare all'interno della pistola, quindi il pezzo non è collegato elettricamente alla macchina di saldatura. Questo sistema è usato generalmente per taglio o per saldatura di materiali non conduttori o quando sono indispensabili basse concentrazioni termiche.

L'alimentazione elettrica è con corrente continua a polarità diretta nella maggior parte dei casi. Tuttavia la polarità inversa viene talvolta usata per la saldatura delle leghe di alluminio.

Il processo di saldatura può avvenire secondo due tecniche:

- *per fusione*: è la tecnica normalmente usata in saldatura manuale, simile alla tecnica TIG, ottenibile con bassi valori di corrente e bas-

ISBN 88-408-1026-5

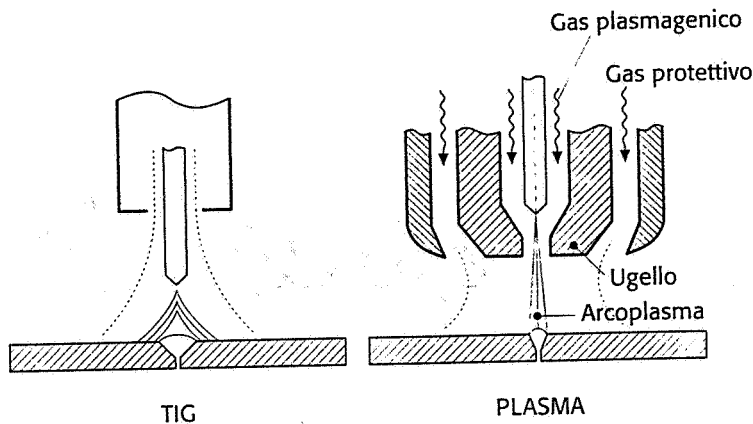



Fig. 6-8 Schema della parte terminale di una pistola al plasma e confronto con il sistema TIG.

se portate del gas plasmagenico. È eventualmente possibile usare materiale d'apporto.

- *key hole*: è la tecnica usata in saldature automatizzate, nella quale l'elevata corrente, portata del gas e idonei valori della velocità di saldatura provocano la formazione di un vero e proprio foro passante (*key hole*) attraverso lo spessore dei pezzi da saldare. Durante il movimento della pistola rispetto al pezzo, il metallo fuso assume un movimento vorticoso intorno alla colonna di plasma che provoca anche l'espulsione delle impurità e dei gas presenti e la successiva solidificazione, con vantaggi sulla qualità del giunto saldato. Questa tecnica richiede un attento controllo della portata del gas in quanto un'elevata velocità della colonna di plasma può provocare l'espulsione del metallo fuso, provocando così un taglio e non una saldatura.

La possibilità di saldare con tecnica *key hole* (comune alla saldatura laser) rappresenta uno dei maggiori vantaggi della saldatura al plasma. Infatti essa permette alte velocità di saldatura, penetrazione completa e vantaggi metallurgici sul giunto, piccola larghezza del giunto e basse distorsioni dei pezzi saldati. Tuttavia si può saldare solo in piano, mentre saldando in manuale con tecnica per fusione, altre posizioni sono possibili.

Spessori fino a circa 8 mm possono essere saldati senza cianfrinatura e in un'unica passata con tecnica *key hole*. Al di sopra di tale valore e fino a circa 25 mm occorrono cianfrinature, di dimensioni comunque inferiori a quelle usate per il sistema TIG, date le maggiori penetrazioni: in questi casi la prima passata è fatta con tecnica *key hole*, le successive con tecnica per fusione e con metallo d'apporto. Al di sopra di tale spessore la saldatura al plasma non risulta più economicamente conveniente rispetto ad altri processi.

Con la saldatura al plasma si riesce a mantenere un arco stabile con correnti molto basse (fino a 0,1 A nel caso di *microplasma*) ed è quindi possibile la saldatura di spessori molto sottili.

I materiali saldabili sono gli stessi della saldatura TIG.

6-5-2 Taglio

Il sistema a plasma è utilizzabile anche per operazioni di taglio. Inizialmente esso era riservato a materiali pregiati quali leghe di alluminio, acciai inossidabili, difficilmente o non tagliabili con cannello ossiacetilenico: dato l'alto costo dei gas inerti impiegati, non era con-

veniente usarlo per il taglio di acciai al carbonio. In questi ultimi anni invece, la possibilità sperimentata di utilizzare con buoni risultati gas meno costosi quali l'aria, l'azoto e l'idrogeno, ha notevolmente contribuito ad allargare l'uso di questo sistema di taglio al più vasto campo degli acciai al carbonio e debolmente legati.

Contrariamente al taglio ossiacetilenico, il taglio al plasma avviene *per fusione* e non per ossidazione: infatti la colonna di plasma, grazie alla sua densità di potenza e alla velocità di uscita dall'ugello, genera un foro passante nel materiale impedendone la successiva solidificazione, che a sua volta genera il taglio durante il movimento relativo tra pistola e pezzo.

La pistola per taglio può differire da quella per saldatura. I tipi più diffusi sono:

- *a due gas*: uno dei gas genera il plasma, il secondo serve da protezione del materiale tagliato, se reattivo. In questo caso i gas usati sono argon, azoto, idrogeno;
- *ad aria o ossigeno*: utilizzano lo stesso gas per i due condotti, quando non è necessaria l'azione protettiva del materiale tagliato, come nel caso degli acciai comuni.
- *con iniezione di acqua*: l'acqua viene iniettata nella camera anulare della pistola in sostituzione del gas protettivo. L'acqua ha l'effetto di restringere ulteriormente la colonna di plasma aumentando il suo effetto penetrante. Nonostante le elevatissime temperature, solo una bassa percentuale di acqua vaporizza, mentre il resto svolge un importante ruolo di raffreddamento del materiale tagliato, riducendo la dimensione della zona termicamente alterata.

Le prestazioni tipiche del taglio al plasma sono ad esempio le seguenti:

- taglio di acciaio dolce o inossidabile di spessore pari a 25 mm con velocità circa 1 m/min;
- taglio di lega di alluminio di spessore pari a 50 mm con velocità circa 0,5 m/min.

Lo spessore minimo tagliabile è circa 0,5 mm con condizioni superficiali dei bordi accettabili. Spessori in acciaio superiori a 50 mm vengono tagliati più economicamente con cannello ossiacetilenico.

Le caratteristiche interessanti del taglio al plasma sono inoltre l'assenza delle deformazioni termiche sugli spessori sottili, la buona qualità dei tagli, i costi contenuti, generalmente inferiori a quelli del taglio laser. Occorre tuttavia ricordare che le pareti del taglio non risultano parallele, ma inclinate di qualche grado, in funzione del gas e dei parametri usati. Inoltre la larghezza del taglio è generalmente inferiore a quella ottenibile con taglio ossiacetilenico, ma superiore a quella ottenibile con il taglio laser.

6-6 Procedimenti MIG e MAG

6-6-1 Descrizione del procedimento

Il processo di saldatura MIG/MAG, detto anche *a filo continuo* è molto simile al processo TIG: da esso differisce soprattutto per il fatto di avere un elettrodo *fusibile*, invece che di tungsteno, sotto forma di filo,

ISBN 88-408-1028-5

che costituisce così anche il metallo d'apporto. La differenza tra MIG (*Metal Inert Gas*) e MAG (*Metal Active Gas*) consiste essenzialmente nel tipo di gas impiegato e ovviamente nel campo d'applicazione.

L'attrezzatura necessaria è schematizzata nella figura 6-9. Il saldatore impiega una "pistola" per indirizzare l'arco elettrico sul metallo base: il metallo d'apporto sotto forma di filo si trova avvolto in una bobina che può essere collocata sulla pistola stessa, se di piccole dimensioni, oppure sulla macchina saldatrice (in questo caso il filo arriva alla pistola attraverso una guaina in materiale plastico autolubrificante). Esso fuoriesce dall'ugello della pistola completamente circondato dal gas protettivo, in modo che l'arco elettrico e la zona dove avviene la fusione siano completamente isolati dall'atmosfera. Il filo viene fatto avanzare a velocità costante tramite due rulli di pressione comandati da un motore elettrico in corrente continua ed è elettricamente collegato a un polo della macchina saldatrice: velocità di avanzamento e velocità di fusione del filo devono coincidere per avere un arco di lunghezza costante. La pistola è raffreddata da un sistema di circolazione di acqua. Il gas protettivo è contenuto in una bombola e arriva alla pistola con apposita tubazione passando attraverso un riduttore-regolatore di pressione ed eventualmente un preriscaldatore, che ha la funzione di evitare il congelamento del gas in seguito all'espansione (usando CO_2).

L'operatore ha il controllo dell'inizio e della fine della saldatura tramite un pulsante sulla pistola.

La saldatura può anche essere completamente *automatica*: in questo caso la pistola si trova fissa su un supporto e con dispositivi automatici viene creato il movimento relativo tra pistola e metallo base.

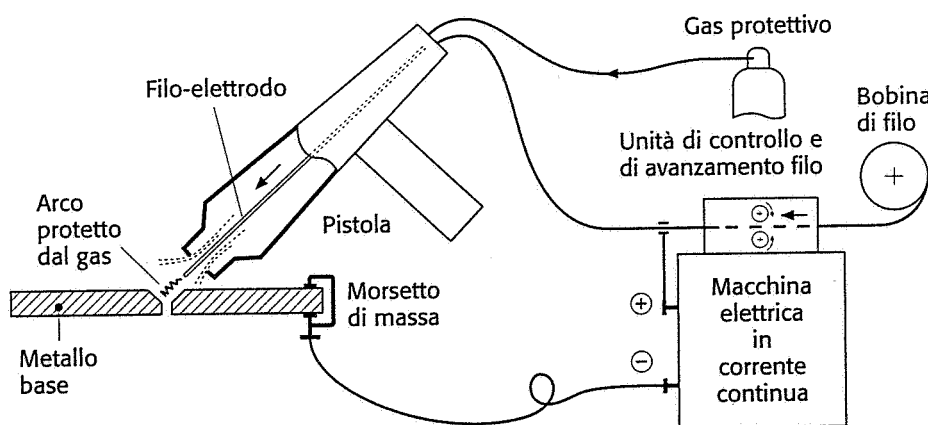



Fig. 6-9 Schema dell'attrezzatura per il procedimento di saldatura MIG-MAG.

6-6-2 Alimentazione elettrica

L'alimentazione elettrica usata in questo tipo di saldatura è solamente in corrente *continua* con polarità *inversa*. Infatti la corrente alternata crea un arco troppo instabile per questo procedimento: la polarità inversa è giustificata dal fatto che il bilancio termico dell'arco è favorevole alla fusione del filo.

Le macchine elettriche per la saldatura MIG-MAG hanno caratteristica esterna a *tensione quasi costante*. Come si nota dalla figura 6-10, una variazione di lunghezza dell'arco, provocata dal movimento

della mano dell'operatore o dalla variazione della forma del pezzo, provoca una variazione di corrente tanto maggiore quanto minore è la pendenza della curva caratteristica tensione-corrente della macchina elettrica. Tale variazione di corrente è indispensabile per variare la velocità di fusione del filo (alimentato a velocità di avanzamento costante) e mantenere un arco di lunghezza quasi costante. Inoltre la variazione di corrente, provocata per esempio da variazioni accidentali della velocità del filo, ha in questo caso un'influenza limitata sulla variazione di tensione e quindi sulla stabilità dell'arco.

La possibilità di variare la tensione di funzionamento permette di ottenere diversi metodi di trasferimento del metallo d'apporto su quello base, come chiarito nel paragrafo successivo.

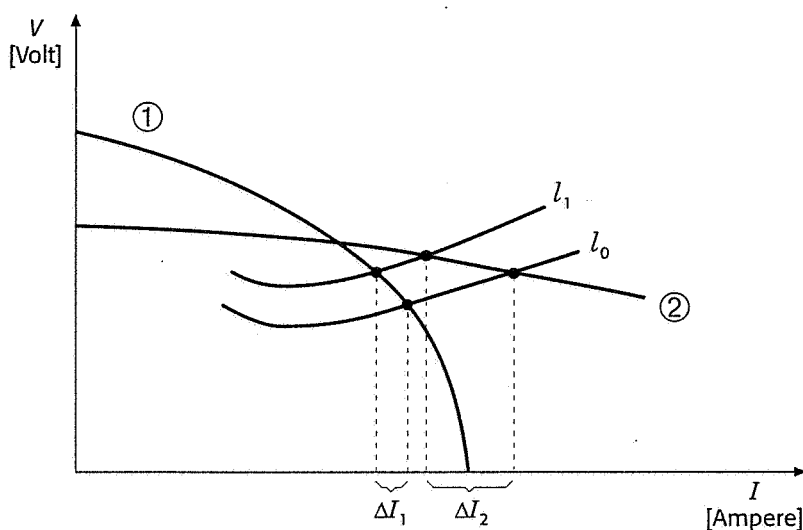



Fig. 6-10 Effetto della pendenza della caratteristica esterna della macchina saldatrice sulla variazione di corrente ΔI dovuta a una variazione di lunghezza dell'arco elettrico da l_0 a l_1. 1) e 2) Caratteristiche di due diverse macchine; 1) per saldatura ad elettrodo rivestito; 2) per saldatura MIG/MAG.

6-6-3 Trasferimento del metallo d'apporto

Il trasferimento del metallo dal filo al metallo base può avvenire in vari modi. Ciò dipende essenzialmente dalla tensione d'arco e dalla *corrente di transizione*, parametro che dipende da numerosi fattori tra cui la densità di corrente, il tipo di gas, il materiale del filo.

- *Modalità "short-arc"*: si verifica con tensioni d'arco inferiori a circa 20 V e con correnti inferiori al valore di transizione. Il trasferimento avviene con formazione di gocce di grosse dimensioni che si prolungano verso il metallo base, creano un corto circuito e spengono temporaneamente l'arco. Il fenomeno si ripete da 20 a 200 volte circa al secondo, in funzione del tipo di gas e della densità di corrente. Il bagno di fusione risulta abbastanza freddo e la solidificazione è rapida. Questa tecnica è quindi adatta alla saldatura in qualunque posizione e degli spessori sottili. La deposizione oraria è bassa.

- *Modalità "spray-arc"*: si verifica con tensioni d'arco superiori a circa 25 V e con correnti superiori al livello di transizione. In questo caso il trasferimento avviene sotto forma di un elevato numero di gocce di piccole dimensioni che passano attraverso l'arco senza spegnerlo. È una tecnica adatta ai grossi spessori, data l'elevata penetrazione e l'elevata deposizione oraria. A causa dell'elevata fluidità del bagno di fusione e l'assenza di scoria, tale metodo è utilizzabile solo per saldature in piano.

ISBN 88-408-1028-5

- *Modalità "pulsed-arc"*: è ottenibile con particolari tipi di macchine, nelle quali a un livello di corrente inferiore a quello di transizione si sovrappongono impulsi di corrente il cui valore di picco supera il livello di transizione. In corrispondenza a ogni impulso si distacca dal filo una goccia che attraversa l'arco e si deposita sul metallo base. Questa tecnica permette di conservare i vantaggi dei due metodi prima visti.

6-6-4 I gas impiegati

La saldatura MIG usa normalmente *argon* o *elio*, che garantiscono un'efficace protezione dell'arco e della zona di fusione dal contatto con l'atmosfera: in questo modo è possibile saldare efficacemente tutte le leghe di interesse industriale. Tuttavia il costo di tali gas è notevole e il loro uso non è giustificato nella saldatura degli acciai a basso tenore di carbonio: in tal caso si usa allora la saldatura MAG, che impiega un gas meno costoso cioè il CO_2, con il quale si ha un trasferimento del metallo del filo sotto forma *globulare* (grosse gocce) e notevoli spruzzi. Si usano anche miscele come quella che contiene 80% di argon, 15% di CO_2 e 5% di O_2. Nella saldatura MAG, tuttavia, la presenza di gas ossidanti obbliga all'uso di fili di composizione adatta, con piccole percentuali di silicio o manganese che hanno potere disossidante.

6-6-5 Caratteristiche e campi di impiego

La saldatura MIG-MAG permette di saldare in modo semiautomatico o automatico tutte le leghe di importanza industriale, come acciai al carbonio, acciai inossidabili, leghe leggere, leghe di rame, con elevati valori di produttività, purché si scelgano i valori corretti dei parametri. La professionalità richiesta all'operatore è inferiore ad altri tipi di saldatura, date le caratteristiche di controllo automatico della lunghezza dell'arco.

Rispetto alla saldatura con elettrodo rivestito, essa ha una maggior penetrazione e una maggior velocità di esecuzione per la presenza di un elettrodo continuo di elevata lunghezza e per l'assenza di scoria.

Per contro, le macchine sono più costose e più complesse. Inoltre non è impiegabile nelle saldature in zone difficili da raggiungere. L'assenza di scoria e la presenza di una corrente di gas aumentano tuttavia la velocità di raffreddamento del giunto, fatto che può creare problemi metallurgici nella saldatura di acciai a medio tenore di carbonio e debolmente legati.

6-7 La saldatura in arco sommerso

6-7-1 Generalità

La saldatura in arco sommerso è un procedimento *automatico* di impiego molto diffuso nell'esecuzione di saldature di lunghezza elevata, in quanto permette di ridurre notevolmente i tempi di lavoro, su una vasta gamma di spessori. Come risulta dalla figura 6-11, la saldatura viene eseguita generando un moto relativo tra la testa saldante e il metallo base, che normalmente sta in posizione piana, in modo che

l'arco elettrico segua la zona di contatto tra i due pezzi. Nella testa saldante l'elettrodo, che costituisce anche il metallo d'apporto, si trova avvolto su un a bobina e un gruppo motorizzato di rulli di trascinamento provvede al suo avanzamento a velocità controllata automaticamente. L'arco elettrico scocca tra l'estremità del filo e il metallo base, e il collegamento elettrico del filo è realizzato tramite spazzole di rame, poco distanti dall'arco stesso. La testa di saldatura è dotata inoltre di una tramoggia che contiene una sostanza granulare detta *flusso*, che, attraverso un tubo di adduzione, viene distribuita nella zona dove si genera l'arco: quindi sia l'arco elettrico sia il cratere di fusione sul metallo base sono continuamente ricoperti da una certa quantità di flusso e l'arco non è visibile dall'esterno. Parte del flusso fonde e solidifica sopra il giunto: quella parte invece che rimane granulare viene recuperata tramite aspirazione dalla testa stessa e riutilizzata.

Il metallo fuso è protetto dal contatto con ossigeno e azoto dell' atmosfera dalla presenza del flusso: quindi sono molto limitati i fenomeni di ossidazione e di nitrurazione. Inoltre il flusso può reagire chimicamente con le impurezze del metallo base (generalmente zolfo e fosforo), trasformandole in scoria, e limitare la velocità di raffreddamento del giunto, con vantaggi metallurgici. Il risultato di tutto ciò è un giunto di elevata qualità e di forma regolare.

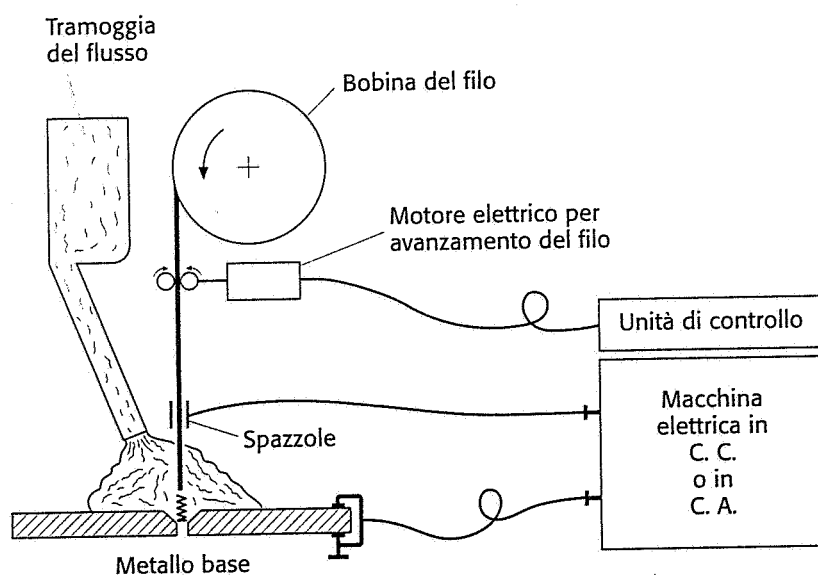



Fig. 6-11 Schema del procedimento di saldatura in arco sommerso.

6-7-2 Alimentazione elettrica

Le macchine elettriche per la saldatura in arco sommerso prevedono un gruppo di regolazione e controllo e un generatore di energia elettrica. Il gruppo di regolazione e controllo provvede a tenere sotto controllo i parametri fondamentali del processo di saldatura e cioè: l'intensità di corrente, la tensione d'arco e la velocità del filo. La velocità di fusione del filo è proporzionale all'intensità di corrente, mentre la tensione d'arco è proporzionale alla sua lunghezza. L'arco elettrico viene mantenuto a lunghezza costante misurando la tensione d'arco e variando di conseguenza la velocità del motore di trascinamento del filo.

ISBN 88-408-1028-5

Per quanto riguarda i parametri di saldatura si tenga presente che:

- un aumento d'intensità di corrente causa un aumento di penetrazione, di deposizione oraria e del consumo di flusso;
- un aumento di tensione d'arco causa una minor penetrazione, un aumento del consumo di flusso, un maggior passaggio di elementi dal flusso al giunto saldato;
- un aumento della velocità di saldatura causa una minor penetrazione e una maggior possibilità di inclusioni di scoria.

Il generatore di corrente è simile a quelli usati nella saldatura con elettrodo rivestito, ma di potenza superiore, con erogazioni fino a circa 2000 A. Si può adoperare sia corrente continua (in polarità inversa) sia alternata: vale in particolare quanto già detto nel caso di saldatura con elettrodo rivestito.

6-7-3 Fili e flussi impiegati

Il metallo d'apporto nella saldatura in arco sommerso è sotto forma di filo di diametro variabile tra 2 e 8 mm; generalmente la superficie del filo è *ramata* per migliorare il passaggio di corrente nel contatto con le spazzole. Di solito i fili contengono una percentuale di manganese variabile da 0,5 a 2% in funzione del flusso impiegato.

Gli scopi del flusso (miscela di ossidi, carbonati, silicati e ferroleghe) sono già stati descritti in precedenza; si sottolinea l'importanza della granulometria, della facilità con cui la scoria solidificata può essere asportata, della sua viscosità e tensione superficiale per garantire una buona forma del giunto.

Esistono due tipi di flussi: quelli *prefusi* e quelli *agglomerati*. I flussi *prefusi* vengono prodotti mediante fusione dei componenti e successiva macinazione: per questo motivo questi flussi non esplicano alcuna azione chimica sulla lega fusa in fase di formazione del giunto, ma esplicano una sola azione fisica. Essi permettono l'uso di una tensione d'arco inferiore, che limita il trasferimento di fosforo dalla scoria al giunto.

I flussi *agglomerati* sono invece ottenuti con macinazione e miscelazione dei componenti a temperatura ambiente. Per questo motivo i componenti attivi contenuti (per esempio, disossidanti) possono agire chimicamente sulle caratteristiche del giunto: si può quindi rinunciare all'impiego di fili di acciai legati, in genere più costosi.

6-7-4 Caratteristiche e campo di applicazione

Le leghe saldabili con questo procedimento sono gli acciai al carbonio, quelli debolmente e mediamente legati, gli acciai inossidabili, il nickel e le sue leghe. Non vengono solitamente saldate le leghe di alluminio, data la non completa protezione dall'ossidazione data dal flusso.

Il processo è caratterizzato da alta penetrazione e alta deposizione oraria, per le elevate correnti che si possono impiegare (fino ad oltre 2000 A) grazie al fatto che il collegamento elettrico del filo attraverso le spazzole è fatto nelle immediate vicinanze dell'arco. Il giunto che si ottiene è di elevata qualità, liscio, uniforme, grazie alla completa automazione del metodo, purché il tipo di filo, il tipo di flusso e i para-

metri di saldatura siano scelti correttamente. Le deformazioni dei pezzi sono inoltre ridotte al minimo per l'elevata velocità di saldatura e per l'elevata concentrazione del calore. Gli spessori saldabili vanno da 1,5 mm agli spessori elevati, mentre la posizione di saldatura, causa la presenza del flusso, è limitata a quella in piano o d'angolo.

Le applicazioni tipiche sono:

- realizzazione di giunti longitudinali e circonferenziali in recipienti in pressione nel campo della caldareria; in questo settore molto diffusi sono i *posizionatori a rulli* e le *colonne* di saldatura, attrezzature usate per consentire alla testa saldante di agire su tutto il giunto;
- saldature di grossi elementi di travature nel settore della carpenteria;
- realizzazione di tubi saldati, sia elicoidalmente sia longitudinalmente;
- saldature su grossi pannelli di elevato spessore e su giunti di elevata lunghezza nel settore della cantieristica navale;
- realizzazione in serie di bombole per fluidi in pressione, su un'estesa gamma di spessori.

È anche disponibile la tecnica *narrow gap*, cioè a cianfrino stretto, che si differenzia dalla tecnica classica di saldatura in arco sommerso per la differente preparazione delle lamiere e per la particolare conformazione della parte terminale della testa di saldatura. Il cianfrino è stretto e profondo con pareti parallele. Il riempimento avviene con varie passate, ma, a parità di apporto termico, inferiore in numero a quello richiesto da un cianfrino normale. Ne consegue una diminuzione del tempo necessario alla saldatura, del consumo di metallo d'apporto e delle tensioni indotte dalla saldatura. In pratica si ottengono saldature sane con il massimo di produttività. La tecnica permette di saldare spessori fino a 500 mm con una testa la cui estremità permette di guidare il filo (o i due fili se si lavora *in tandem*) all'interno del cianfrino. Di fondamentale importanza è la forma della passata, per evitare incisioni marginali o inclusioni di scoria, dipendente dai parametri elettrici e dal tipo di flusso.

6-8 Il laser nella saldatura e taglio

6-8-1 Cenni sul principio di funzionamento del laser

Il termine laser è un acronimo di *Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation* (amplificazione della luce mediante emissione stimolata).

L'interazione tra radiazioni elettromagnetiche e materia si basa sull'equazione

$$h \cdot f = E_2 - E_1, \tag{6-4}$$

prevista dalla teoria corpuscolare della luce, dove h è la costante di Planck, f è la frequenza della radiazione, E_2 ed E_1 sono due livelli energetici di un atomo o di una molecola. Tale equazione deve essere soddisfatta nei tre seguenti fenomeni di interazione:

ISBN 88-408-1028-5

- *emissione spontanea*: un atomo passa spontaneamente da un livello maggiore E_2 a uno inferiore E_1 con emissione di un fotone di frequenza *f*;
- *assorbimento*: un fotone di frequenza *f* interagisce con un atomo a livello energetico E_1 e lo porta al livello superiore E_2;
- *emissione stimolata*: un atomo a livello energetico superiore E_2 è stimolato da un fotone di frequenza *f*: in tal caso esso decade al livello energetico inferiore E_1 emettendo un fotone, della stessa frequenza e fase e con la stessa direzione. In pratica con un fotone incidente se ne ottengono due identici (donde il termine amplificazione della luce, nella parola laser). Questo fenomeno sta alla base del principio di funzionamento del laser.

Uno dei più comuni laser industriali usati per saldatura e taglio è quello al CO_2. Esso è costituito (fig. 6-12) da una cavità riempita di un miscuglio di gas a bassa pressione contenente CO_2, N_2 ed elio. Il materiale su cui si fonda l'effetto laser è il CO_2, gli altri due gas servono solo per migliorare il rendimento del processo. Nella cavità viene provocata una scarica elettrica attraverso due elettrodi, che genera un'emissione di elettroni ad alta energia. Un'estremità della cavità è chiusa con uno specchio riflettente, l'altra con uno specchio semiriflettente, dal quale viene emesso il raggio laser. Il principio di funzionamento può essere sintetizzato come segue:

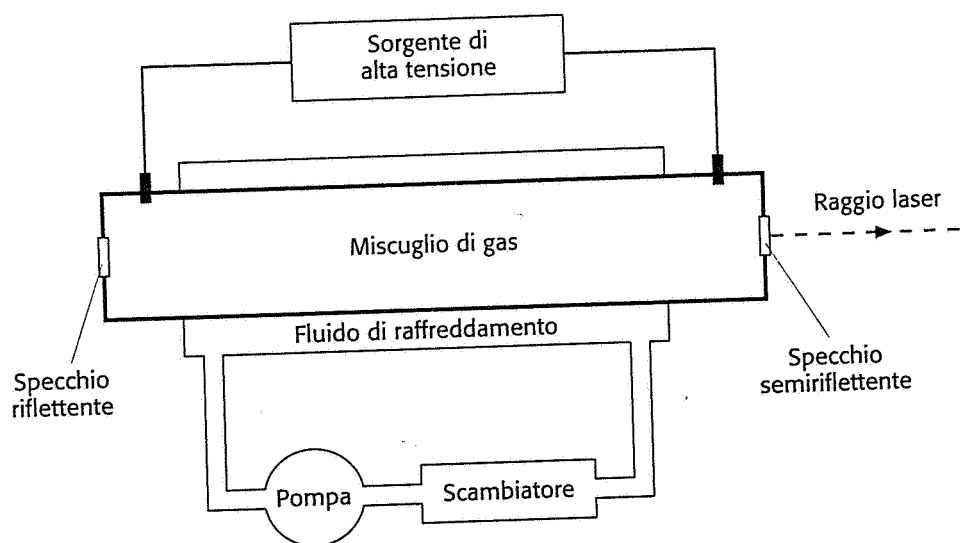



Fig. 6-12 Schema semplificato di un laser a gas.

- il bombardamento da parte degli elettroni delle molecole di CO_2 fa sì che un elevato numero di esse passi a un livello energetico elevato;
- una parte delle molecole così eccitate danno luogo a emissione spontanea, cioè emettono fotoni con la stessa energia e quindi frequenza e passano ad uno stato sempre eccitato, ma di livello più basso;
- alcune molecole eccitate al livello maggiore, colpite da questi fotoni, non li assorbono, ma, al contrario, li duplicano, cioè emettono altri fotoni (emissione stimolata) con la stessa frequenza e direzione di quelli incidenti. Dopo questa emissione le molecole ritornano allo stato energetico più basso. Questi ultimi continuano

a interagire con altre molecole eccitate di gas, provocando un vero e proprio effetto a valanga.

- il funzionamento vero e proprio del laser ha inizio quando i fotoni iniziano a viaggiare lungo l'asse della cavità e non perdono quindi la loro energia sulle pareti della stessa. Essendo continuamente riflessi dagli specchi, essi stimolano un grande numero di molecole di CO_2 a emettere fotoni. In pratica ogni molecola viene eccitata da un elettrone, viene poi stimolata da un fotone e, non appena ritornata al livello iniziale, il ciclo inizia nuovamente.
- dallo specchio semi riflettente esce quindi un fascio di luce altamente direzionato e collimato, con frequenza ben determinata (*monocromatico*), pari a 10,6 μm in questo tipo di laser, parallela e con la stessa fase (*coerente*).

Oltre al CO_2 sono presenti nella cavità anche azoto ed elio. L'azoto (che ha una molecola più semplice del CO_2) bombardato dagli elettroni, si trova a un livello energetico molto vicino a quello superiore del CO_2 e, durante una collisione, passa questa energia al CO_2. Questo fenomeno migliora l'efficienza del processo di eccitazione delle molecole di CO_2 e quindi il rendimento di tutto il laser. Le molecole di CO_2 che hanno emesso un fotone per emissione stimolata si trovano a un livello energetico ancora troppo alto per poter di nuovo accettare l'energia proveniente da quelle di azoto: per riportarle quindi allo stato diseccitato, si introduce nella miscela l'elio contro le cui molecole esse vanno a collidere e quindi a perdere energia. Ovviamente l'elio, assorbendo quest'energia, aumenta di temperatura, con conseguenze negative per il funzionamento di tutto il laser; per questo motivo, nel laser al CO_2, si impiega un sistema di raffreddamento consistente o nel raffreddamento della cavità mediante un fluido esterno separato o nella veloce circolazione dello stesso miscuglio di gas (in direzione assiale o trasversale nella cavità) attraverso uno scambiatore di calore esterno.

Questo principio di funzionamento è simile in altri tipi di laser per applicazioni industriali. In pratica, quindi, un laser ha sempre bisogno di un materiale *attivo*, caratterizzato da livelli energetici adatti a interagire con la radiazione secondo l'equazione 6-4, di un *sistema di pompaggio*, di tipo ottico o elettronico o altro, in grado di provocare un'*inversione di popolazione*, cioè una predominanza di atomi o molecole del mezzo attivo a uno stato eccitato rispetto a quelle allo stato normale. Nel caso del laser a CO_2 il pompaggio è dato dalla scarica elettrica nella cavità.

La luce laser ha il grande vantaggio, per effetto della *monocromaticità* e della piccola divergenza del raggio, di poter essere focalizzata molto efficacemente in *spot* molto piccoli. Se per esempio si usa un laser al CO_2 da 1 kW e si focalizza il raggio in uno spot di circa 0,3 mm di diametro, si raggiunge una densità di potenza pari a circa 1,5 MW/cm^2, in grado di provocare in breve tempo la vaporizzazione di qualunque materiale di interesse industriale. Per questo motivo il laser è oggi una sorgente di energia adatta a molte operazioni tecnologiche, tra cui la saldatura e il taglio.

La *distribuzione di potenza* nella sezione del raggio in uscita dalla cavità non è uniforme, ma dipende dal tipo di laser, dai parametri di progetto e di funzionamento e dalla qualità dei componenti usati. Per identificare tale distribuzione si usa il termine TEMxy (*Transverse Electromagnetic Mode*). In termini semplificati, il numero x corrispon-

ISBN 88-408-1028-5

de al numero di zone vuote da destra a sinistra, mentre il numero y corrisponde al numero di vuoti dall'alto verso il basso. Il *modo* TEM00 o gaussiano non ha zone vuote e ha una distribuzione gaussiana di potenza all'interno del fascio. La figura 6-13 illustra alcuni esempi. Modi di ordine elevato, cioè x e y maggiori di zero, comportano difficoltà di focalizzazione del raggio in uno spot di piccole dimensioni.

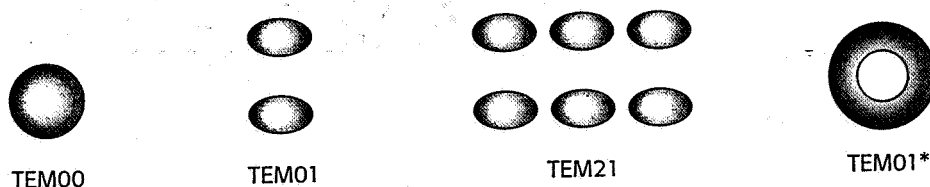
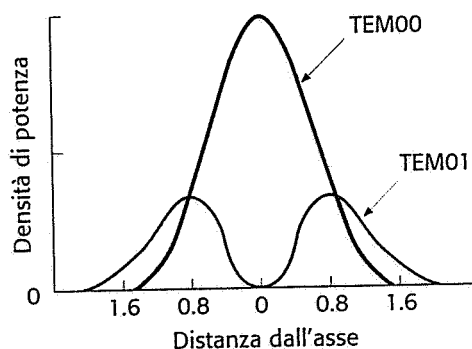



Fig. 6-13 Esempi di distribuzione di potenza di un raggio laser e relativi modi TEMxy.

Un altro parametro importante per un laser è il *rendimento*, cioè il rapporto tra la potenza ottica in uscita e la potenza elettrica totale necessaria per il suo funzionamento. Bassi rendimenti comportano anche difficoltà di raffreddamento della cavità.

Per quanto riguarda *l'andamento temporale* della luce laser, esistono varie possibilità, tra cui:

- Emissione in continua (CW), anche se con piccole oscillazioni di potenza intorno al valore medio;
- Emissione in regime impulsato, ottenuto mediante il controllo della durata degli impulsi di pompaggio. Questo sistema permette di ottenere durate degli impulsi dell'ordine minimo di 100 μs;
- Emissione in regime di impulsi giganti, ottenuto variando il *fattore di merito Q* della cavità (cioè la capacità di immagazzinare energia radiante). Per esempio si può variare molto rapidamente la riflettività dello specchio di uscita in modo da tenerla a un valore alto durante il pompaggio e di abbassarla rapidamente e per un tempo brevissimo al momento dell'emissione: in questo modo l'energia accumulata si scarica rapidamente sotto forma di impulsi con elevata potenza di picco. La potenza di picco è ottenibile dal rapporto tra l'energia di un impulso e la sua durata (per esempio da un laser in CW da 20 W di potenza si possono, con tecniche di *Q*-switch, ottenere impulsi di durata 6 ns con potenza di picco di 100 kW).

Altri tipi di laser di importanza industriale sono:

- Il laser *neodimio-YAG*: si tratta di un laser allo stato solido costituito da una barra di un cristallo di granato di ittrio e alluminio

($Y_3Al_5O_{12}$) drogato con ioni Nd^{3+}, montata in uno dei fuochi di una cavità ellittica altamente riflettente. Il pompaggio è ottenuto otticamente mediante una lampada al krypton il cui spettro di emissione si adatta al Nd^{3+}. Il raffreddamento necessario per riportare il neodimio al livello energetico più basso è ottenuto con circolazione di acqua nella cavità. Dato il basso rendimento dovuto al fatto che solo una parte dello spettro di emissione della lampada viene utilizzato per l'eccitazione del neodimio, molta energia deve essere immessa nella cavità con conseguente rischio di deformazione termica del cristallo. Quindi le potenze ottenibili da questo laser sono generalmente inferiori a quelle ottenibili con il laser a CO_2. Esiste tuttavia una versione di tale laser che utilizza per il pompaggio un diodo laser invece di una lampada al krypton, in grado di emettere alla lunghezza d'onda necessaria all'emissione stimolata del neodimio.

- Il laser *neodimio-vetro:* si tratta di un laser allo stato solido simile al precedente, nel quale però il cristallo di granato è sostituito con vetro. I problemi di raffreddamento sono maggiori rispetto al caso precedente, data la minor conducibilità termica del vetro, e le potenze sono inferiori.
- il laser a *semiconduttori*: è basato su materiali semiconduttori come GaAs, GaAlAs, ecc. L'effetto laser si manifesta in corrispondenza della giunzione tra semiconduttori drogati in modo diverso, come ricombinazione stimolata di elettroni liberi e lacune (cariche libere positive). Il pompaggio si ottiene iniettando nella giunzione correnti di elevata densità. La divergenza del fascio emesso è elevata e la potenza singola è bassa. Tuttavia, mettendo in parallelo vari laser di questo tipo, è possibile ottenere laser con potenza dell'ordine del kW in piccole dimensioni. Questo tipo di laser è in continua evoluzione ed è molto promettente, soprattutto per i bassi costi di produzione in grande serie.
- il laser a *eccimeri*: il nome deriva dal fatto che il materiale attivo è un miscuglio di gas nobili (molecole *eccitate dimeriche*) tra cui le seguenti: KrF, ArF, XeF, KrCl, XeCl. Il pompaggio viene effettuato con scariche elettriche di brevissima durata tra due elettrodi alimentati con tensione di circa 35-50 kV. L'emissione è nel campo ultravioletto e la lunghezza d'onda può essere modificata variando i gas componenti il miscuglio. Sono in grado di generare impulsi giganti dell'ordine del MW.

La tabella 6-3 riassume le principali caratteristiche dei laser descritti.

Tab. 6-3 Principali caratteristiche dei laser di interesse industriale.

Tipo di laser	Lunghezza d'onda (μm)	Potenza media	Potenza di picco	Rendimento medio (%)
CO_2	10,6	100 W-100 kW		12
Nd-YAG/Nd-vetro	1,06	100 W-3kW	50 kW	1-2
Nd-YAG Q switched	1,06		100 MW	8
CO	6	100 W-5 kW		8
Eccimeri	0,19-0,351	100-500 W	2 GW	2
Semiconduttori	0,64-1,2	0,5 W/diodo		30

ISBN 88-408-1028-5

Ai fini delle applicazioni industriali nel campo della saldatura e taglio, è importante conoscere i fenomeni che avvengono nell'interazione tra laser e materiali.

Innanzi tutto, quando il fascio laser colpisce una superficie, una sua parte è *riflessa*, la rimanente è *assorbita*.

Quella *assorbita* inizia a riscaldare la superficie e il calore si diffonde nell'interno per conduzione. L'andamento della temperatura alle varie profondità dipende, per ogni materiale, sia dalla conducibilità termica sia dal calore specifico: la velocità con la quale ogni materiale assorbe e diffonde il calore dipende dal parametro $\lambda/\rho \cdot c$, detto *diffusività* termica, dove λ è la conducibilità termica, ρ è la densità e c è il calore specifico. Un alto valore di diffusività permette, in una saldatura, al calore immesso dal laser di attraversare lo spessore del materiale in un tempo molto breve e consente quindi alte penetrazioni.

Se si vuole che il calore attraversi tutto lo spessore (per esempio per portare a fusione tutto lo spessore in una saldatura), occorre che la durata dell'impulso del laser sia quindi superiore a tale valore di tempo, oppure che la velocità di movimento di un laser in continua sia compatibile con questo tempo.

La percentuale di energia riflessa dipende dal parametro *riflettività* del materiale; ovviamente, ai fini dell'assorbimento del calore del laser, si desidera che il suo valore sia basso. La riflettività di ogni materiale dipende dalla lunghezza d'onda e dalla temperatura. Per esempio acciaio e nickel hanno riflettività minori dell'alluminio su tutto lo spettro. Inoltre differenti tipi di laser, che emettono su lunghezze d'onda diverse, hanno diversi effetti sui vari materiali. Per esempio l'energia fornita da un laser al CO_2, che emette a 10,6 μm, viene assorbita da un acciaio in quantità minore di quella emessa da un laser al neodimio-YAG, che emette a 1,06 μm.

Gli effetti dell'interazione di un fascio laser con una superficie metallica possono quindi variare molto in funzione della *durata* dell' impulso e della *densità di potenza*. Con bassi valori di ambedue i parametri si ha solo riscaldamento fino a una certa profondità. Al di sopra di una certa densità di potenza si ha fusione del materiale, con il fronte di fusione che si sposta verso profondità maggiori. Un aumento di densità di potenza porta a vaporizzazione del materiale e formazione di un foro. Alti valori di ambedue i parametri portano poi alla formazione di *plasma*, che assorbe quasi completamente la luce laser. Quindi ogni processo, saldatura, taglio o trattamento termico, richiede valori adatti di densità di potenza e di durata dell'impulso.

Il laser rappresenta un ottimo strumento per varie lavorazioni sui materiali, in particolare saldatura e taglio per i seguenti motivi:

- la zona termicamente alterata è estremamente piccola;
- le distorsioni termiche dei pezzi sono molto limitate
- la densità di potenza ha valori superiori a ogni altra fonte di calore oggi disponibile;
- le operazioni avvengono senza contatto con i pezzi, anche in zone difficilmente accessibili e in qualunque posizione;
- non occorre lavorare sotto vuoto e si può lavorare in atmosfera inerte, se necessario;
- il laser si presta all'automazione in quanto può essere facilmente indirizzato con sistemi di specchi o con fibre ottiche sul punto desiderato.

6-8-2 La saldatura laser

Le caratteristiche del laser sopra descritte lo rendono un mezzo molto efficace per ottenere saldature di elevata qualità e con alti valori di produttività. Un sistema laser di saldatura è costituito, oltre che dalla sorgente, da un *sistema ottico* che indirizza il fascio sulla zona da saldare (specchi nel caso di laser al CO_2, fibre ottiche nel caso di neodimio-YAG) e da una *lente* avente lo scopo di focalizzare il fascio in uno spot di dimensioni limitate, in modo da ottenere elevati valori di densità di potenza. Normalmente i due pezzi da saldare sono semplicemente accostati con un *gap* molto piccolo e di dimensioni sufficientemente costanti lungo il percorso: la grande penetrazione di questo metodo di saldatura permette normalmente di evitare operazioni di cianfrinatura preliminari. La zona di saldatura viene sempre avvolta con un gas di protezione, avente lo scopo sia di proteggere la lente dagli spruzzi di metallo sia il metallo fuso dalla contaminazione atmosferica sia quello di eliminare il plasma schermante al di fuori del giunto.

I meccanismi di formazione del giunto saldato sono sostanzialmente due:

- Nel caso di basse densità di potenza o di elevate velocità non sono presenti condizioni che provocano ebollizione del materiale; pertanto il calore si diffonde per conduzione fino a una certa profondità provocando la fusione del materiale. In questo caso il giunto si forma come in altri processi di saldatura. La lunghezza d'onda del laser e la corrispondente riflettività del materiale hanno qui un ruolo importante: per esempio le basse riflettività alle piccole lunghezze d'onda favoriscono i laser a eccimeri o Nd-YAG rispetto a quelli al CO_2. Questa modalità di saldatura è usata per esempio nella saldatura dei contenitori di componenti elettronici e in tutti i casi in cui la saldatura non deve essere troppo penetrante.

- Nel caso in cui la densità di potenza sia elevata o la velocità di saldatura sia bassa, esistono le condizioni per la modalità "*keyhole*", simile al caso della saldatura al plasma. In questo caso il metallo arriva alla vaporizzazione, il raggio penetra in profondità nel materiale ed eventualmente lo fora completamente. Nell'interno del foro coesistono metallo liquido, che forma dei vortici, e metallo allo stato di *plasma* (con elevata densità di elettroni liberi). Il plasma ha elevato assorbimento e il fascio laser subisce molte riflessioni all'interno del foro, contribuendo così a risolvere i problemi di saldatura di materiali molto riflettenti. In questo caso quindi la lunghezza d'onda del laser non ha molta importanza. Ovviamente, man mano che il fascio si muove lungo il percorso di saldatura, il foro si chiude per la solidificazione del materiale. Il plasma uscente dal foro può ionizzare il gas di protezione provocando la formazione di molti elettroni liberi, con conseguente assorbimento del laser fuori dal foro e quindi diminuzione dell'effetto termico sul materiale. Pertanto, per un'efficace azione termica, è necessario che un getto laterale del gas protettivo rimuova l'eventuale plasma uscente dal foro. Un'immagine di giunto saldato con questa modalità è riportata nella figura 6-14. È possibile a titolo di esempio ottenere giunti saldati con una sola passata su acciaio di spessore pari a 20 mm con una potenza di circa 15 kW e una velocità di 1 m/min.

ISBN 88-408-1028-5

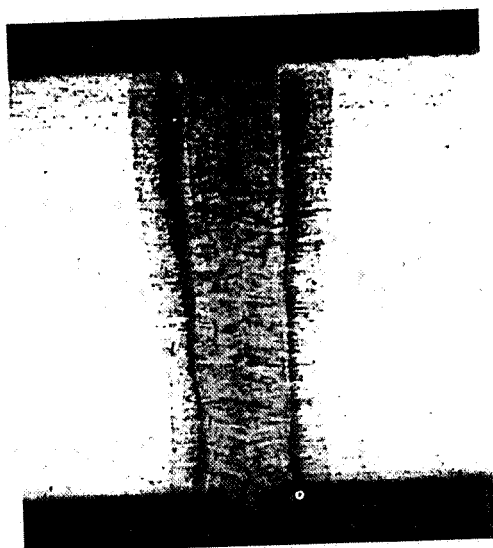
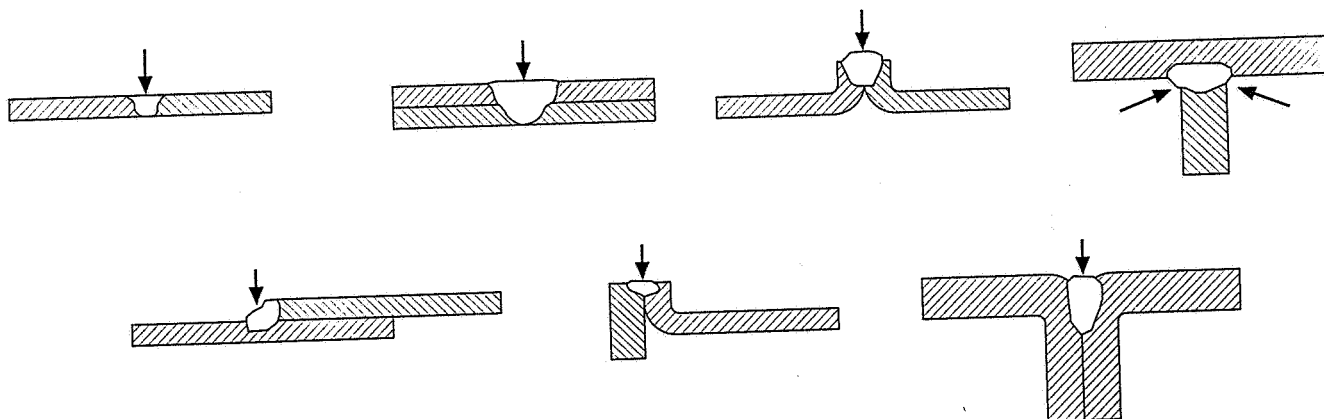



Fig. 6.14 Esempio di giunto saldato con laser al CO_2 su lamiere di acciaio al carbonio di spessore 7 mm.

La saldatura può essere effettuata con laser in continua o a impulsi. Nel primo caso (con laser al CO_2), a parità di potenza impiegata, la penetrazione è circa inversamente proporzionale alla velocità di saldatura; esistono quindi dei limiti della combinazione di questi parametri al di fuori dei quali si ha o insufficiente penetrazione (bassa potenza con alta velocità) oppure sfondamento dello spessore (alta potenza con bassa velocità). Nel secondo caso (con laser al Nd-YAG) occorre considerare anche i parametri frequenza di ripetizione degli impulsi F e la sovrapposizione percentuale S tra un impulso e l'altro.

Alcuni tipi di giunto che si adattano alla saldatura con laser sono riportati nella figura 6-15.

Fig. 6-15 Alcuni tipi di giunto adatti alla saldatura laser.

Per quanto riguarda i materiali saldabili, il sistema laser si adatta a molte leghe di interesse industriale. Gli acciai al carbonio e inossidabili si saldano senza sostanziali problemi; le leghe leggere a base di alluminio presentano il problema della bassa temperatura di ebollizione e dell'elevata riflettività e richiedono potenze di almeno 1 kW; le leghe resistenti al calore si saldano bene, anche se occorre far attenzione ai problemi di cricche e di segregazione; anche le leghe di titanio si saldano meglio che con altri processi in quanto l'elevata velocità di raffreddamento e le piccole dimensioni della zona fusa generano una grana fine.

Le applicazioni industriali della saldatura con laser sono molteplici e aumentano di giorno in giorno, traendo beneficio dalle già citate interessanti caratteristiche del laser, quali le piccole dimensioni della

zona termicamente alterata, l'elevata velocità di saldatura, le piccole dimensioni del giunto, la semplicità di automazione, la versatilità di impiego. Il costo, elevato rispetto ad altri metodi di saldatura, in alcune applicazioni rappresenta tuttavia ancora un ostacolo. Esempi interessanti si trovano nell'industria autoveicolistica (saldature su sistemi di trasmissione, su tubazioni di scarico, su parti di carrozzeria anche di spessore diverso prima dell'imbutitura, ecc.), nell'industria elettronica (chiusura ermetica di capsule di componenti, saldatura a bassa temperatura con materiale d'apporto di componenti elettronici su circuiti stampati, saldature in cinescopi TV, ecc.), nella saldatura di elettrodomestici e scambiatori di calore, nelle industrie navali, che operano su lamiere di medio spessore, nell'industria delle materie plastiche.

6-8-3 *Il taglio laser*

Rappresenta una delle più importanti applicazioni del laser. Una macchina per taglio laser è costituita, oltre che da una sorgente laser di potenza opportuna, da un *sistema di focalizzazione* con lenti o a specchio parabolico, da un *sistema di deviazione* del fascio laser, per permettere interruzioni del taglio, e da un sistema a controllo numerico a due assi per la movimentazione del pezzo da tagliare secondo il profilo desiderato. Il fascio laser esce da un ugello insieme a un getto di gas avente lo scopo sia di contribuire all'azione di taglio sia di proteggere le parti ottiche dagli spruzzi di materiale tagliato.

I meccanismi con cui avviene il taglio possono essere diversi, anche in funzione dei materiali tagliati. Tra essi i più importanti sono:

- Taglio per *vaporizzazione*: il meccanismo è quello già descritto in saldatura con modalità *"keyhole"*. In questo caso il vapore di materiale formatosi esce dalla parte opposta e genera il taglio. Si usa per esempio con materiali che non fondono quali legno o certe plastiche.
- Taglio per *fusione*: in questo caso si raggiunge la fusione sull'intero spessore del materiale, il getto di gas emesso dall'ugello espelle il materiale fuso e genera il taglio. Questo metodo richiede una potenza molto inferiore a quello precedente.
- Taglio per *ossidazione*: in questo caso il gas, oltre a espellere il materiale fuso, reagisce con esso provocando una reazione esotermica, aggiungendo quindi ulteriore calore a quello fornito dal laser. Il gas usato è tipicamente ossigeno e la reazione è quella di ossidazione, identica a quella che avviene nel taglio ossiacetilenico. Tale calore aggiuntivo permette di aumentare, nel caso di acciaio, la velocità di taglio rispetto ai casi precedenti e di ottenere quindi una minor diffusione del calore e una miglior qualità del taglio. È questo il metodo normalmente impiegato nel taglio degli acciai al carbonio. Prestazioni tipiche sono: taglio di acciaio a basso tenore di carbonio di 10 mm di spessore con laser al CO_2 da 1.5 kW con velocità di 1 m/min.
- Taglio per *frattura*: in alcuni materiali fragili come vetro, ceramica, ecc. il calore introdotto dal laser surriscalda la zona dello spot e ne provoca l'espansione con conseguenti tensioni di trazione localizzate intorno ad essa. Tali tensioni provocano la formazione di una frattura la cui direzione può essere controllata muovendo lo

ISBN 88-408-1028-5

spot. Per esempio, una lastra di vetro di spessore pari a 1 mm può essere tagliata in questo modo con una potenza di circa 10 W a una velocità di circa 0,3 m/s con una buona qualità dei bordi.

Il taglio con laser è caratterizzato da larghezze estremamente ridotte del taglio, buona finitura delle pareti del taglio, assenza di bave, elevata velocità, assenza di usura di stampi o utensili, alta flessibilità grazie all'uso di posizionatori a CN, possibilità di tagliare in pratica qualunque materiale. Nel campo delle lamiere di piccolo spessore, le macchina per tranciatura descritte nel par. 5-8-1b sono spesso dotate anche di laser.

6-8-4 Cenni sul sistema di taglio abrasivo water jet

Il sistema di taglio *water jet* viene qui descritto per completare la panoramica dei sistemi di taglio più usati, anche se si basa su un principio completamente diverso. In tale tecnologia l'acqua filtrata, portata a un'elevatissima pressione attraverso un moltiplicatore di pressione (sistema a doppio pistone) e un accumulatore, viene fatta fuoriuscire da un ugello con foro di piccole dimensioni, ottenendo quindi un getto con elevatissima velocità. L'ugello è realizzato con un materiale a elevata resistenza all'usura. Il getto attraversa successivamente una camera alimentata con un materiale granulare abrasivo, per esempio silice, ossido d'alluminio di varia granulometria. Il getto di acqua trascina quindi i grani abrasivi, fuoriuscendo dalla camera attraverso un ugello ceramico e colpisce la superficie da tagliare a velocità dell'ordine di 500 m/s. L'energia cinetica è tale da tagliare per azione erosiva molti tipi di materiale, tra cui anche acciai. Le prestazioni tipiche sono, per esempio, taglio di acciaio al carbonio di spessore pari a 50 mm con velocità di 0,04 m/min, taglio di alluminio di spessore 6 mm con velocità di 0,5 m/min, taglio di marmo di spessore 50 mm con velocità 0,4 m/min. Non trattandosi di un processo termico, non esistono né deformazioni dei pezzi né effetti metallurgici indesiderati. Uno dei problemi di questa tecnologia è l'elevato livello di rumorosità rispetto al taglio laser e la maggiore larghezza del taglio.

La figura 6-16 riassume le caratteristiche dei vari sistemi di taglio descritti.

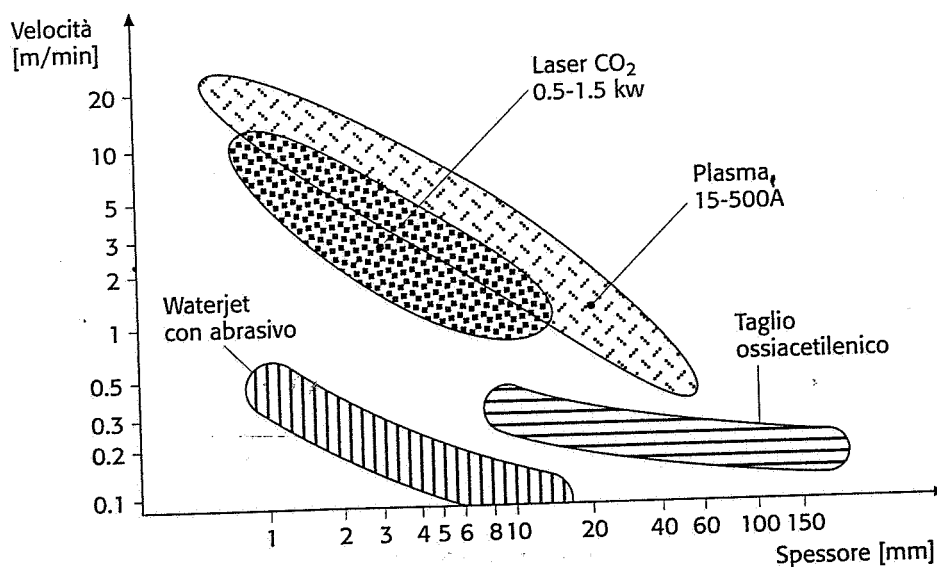



Fig. 6-16 Confronto tra le prestazioni di vari metodi di taglio di acciaio al carbonio (valori indicativi).

ISBN 88-408-1028-5

6-9 Saldature per resistenza elettrica

6-9-1 Generalità

Queste saldature rientrano nella categoria delle saldature autogene *per pressione*: infatti in esse si sfrutta l'effetto Joule per innalzare fino a fusione la temperatura dei due lembi del giunto, si premono l'una contro l'altra le due parti e la saldatura avviene con fusione localizzata senza metallo d'apporto.

La relazione che esprime la quantità di calore Q, *utilizzabile nella saldatura*, generata dal passaggio di una corrente di intensità I in una resistenza elettrica di valore R per un tempo t è la seguente:

$$Q = R \cdot I^2 \cdot t \cdot k \tag{6-5}$$

dove k è un coefficiente che tiene conto delle perdite di calore per irraggiamento, conduzione e convezione.

La resistenza R di contatto tra le due parti da saldare dipende dal tipo di lega costituente le parti e dalla pressione con cui le due parti sono premute l'una contro l'altra. Il valore della corrente dipende soprattutto dalla regolazione della macchina saldatrice.

Questa categoria di saldature è generalmente riservata alla produzione in serie per i tempi molto brevi richiesti dall'operazione e per l'elevato costo delle macchine.

6-9-2 Saldatura per punti

Questo metodo di saldatura è molto diffuso nel campo della lamiera sottile (carrozzerie, mobili metallici, elettrodomestici, ecc.) e si presta molto bene alla completa automazione.

Il principio di funzionamento è illustrato nella figura 6-17. Le due lamiere vengono accostate l'una sull'altra nella posizione in cui si vuol saldarle; due elettrodi in rame vengono premuti da apposita pinza portaelettrodi contro le lamiere. Successivamente la macchina elettrica fa scorrere tra gli elettrodi una corrente di elevata intensità e di basso potenziale per un tempo molto breve (dell'ordine del secondo): l'elevata resistenza elettrica nella zona di contatto tra le due lamiere provoca per effetto Joule lo sviluppo di un'intensa quantità di calore in questa zona, che porta il materiale delle lamiere fino a fusione. Tale fusione rimane comunque localizzata in un nocciolo fuso centrale (schematizzato nella fig. 6-18), la cui solidificazione, che avviene mentre gli elettrodi si trovano ancora premuti, porta alla formazione del "punto" di saldatura. Un'osservazione al microscopio metallografico di una sezione fatta in corrispondenza del punto mette di solito in evidenza la particolare struttura cristallina del nocciolo, costituita da cristalliti orientate nelle direzioni di flusso termico, cioè verso gli elettrodi e in direzione ad essi perpendicolare.

È interessante conoscere i motivi per cui la fusione del materiale avviene solo nella zona sopra indicata e non nella zona di contatto elettrodo-lamiera. I motivi sono essenzialmente due.

- La resistenza nella zona di contatto tra le due lamiere è maggiore di quella nella zona di contatto lamiera-elettrodo, e quindi l'effetto Joule genera una quantità di calore inferiore in quest'ultima zona.

ISBN 88-408-1028-5

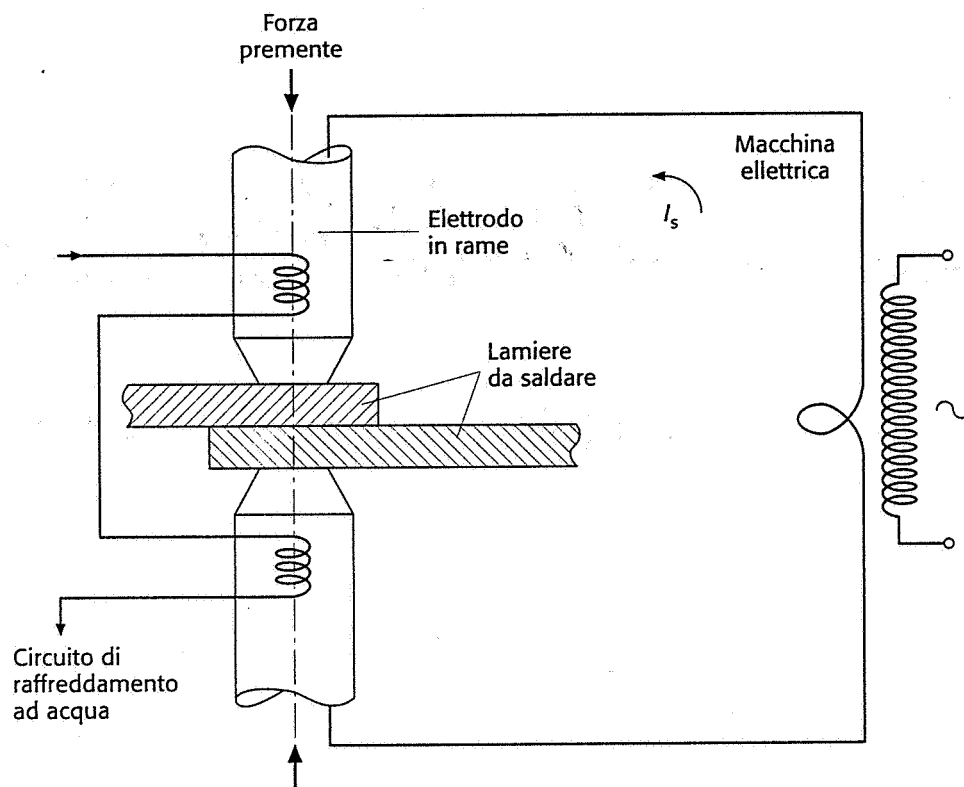



Fig. 6-17 Schema del procedimento di saldatura per punti.

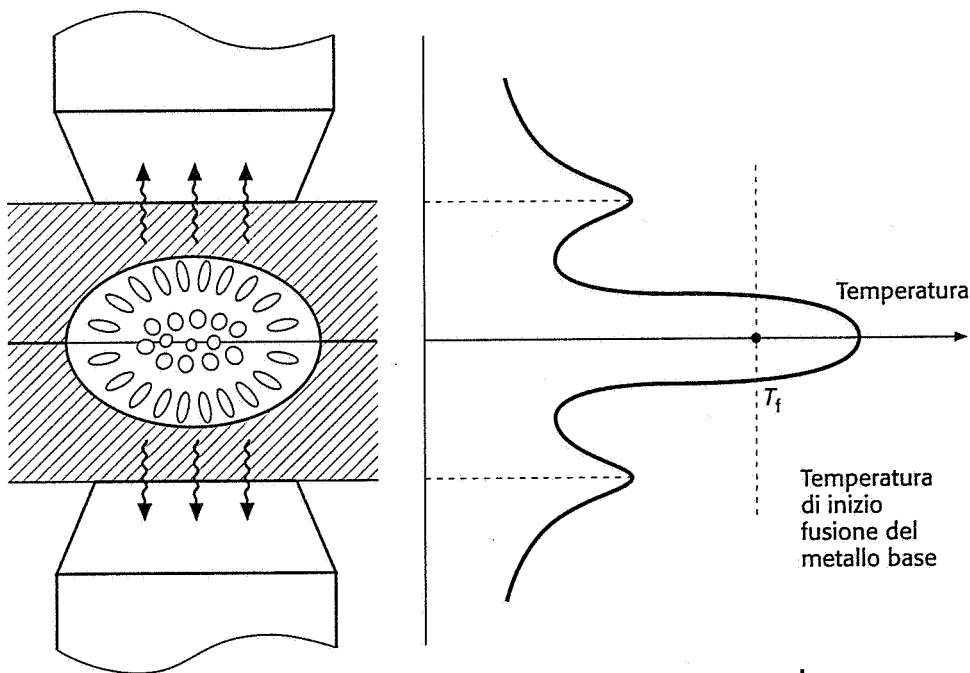



Fig. 6-18 Struttura cristallina del nocciolo fuso solidificato e andamento qualitativo della temperatura nelle varie zone del giunto saldato.

In effetti l'aumento della pressione causa una diminuzione di resistenza elettrica di contatto, ma molto più marcata nella prima zona che nella seconda.

- Gli elettrodi sono di rame e sono raffreddati mediante circolazione d'acqua. Ne risulta un'asportazione di calore maggiore nelle zone esterne che in quella interna. L'andamento qualitativo della temperatura nelle varie zone è riportato nella figura 6-18. Si noti che, se i parametri sono regolati correttamente, solo nella zona centrale si supera la temperatura di inizio fusione del materiale.

I parametri fondamentali del processo sono la *pressione*, l'*intensità di corrente* e il *tempo* di saldatura.

La pressione deve essere un buon compromesso tra il pericolo di incollature (false saldature) e quello di eccessiva penetrazione degli elettrodi nella lamiera.

A parità di pressione, la relazione tra intensità di corrente e tempo è molto critica, come rappresentato nel diagramma qualitativo di figura 6-19. Si deve quindi lavorare nella ristretta fascia di valori indicati in figura; è comunque preferibile adottare alti valori di intensità di corrente e tempi ridotti. Infatti un elevato tempo di saldatura permette al calore di trasmettersi alla superficie delle lamiere e, specie nel caso di metalli non ferrosi, fa sì che gli elettrodi lascino profonde marcature in corrispondenza del punto.

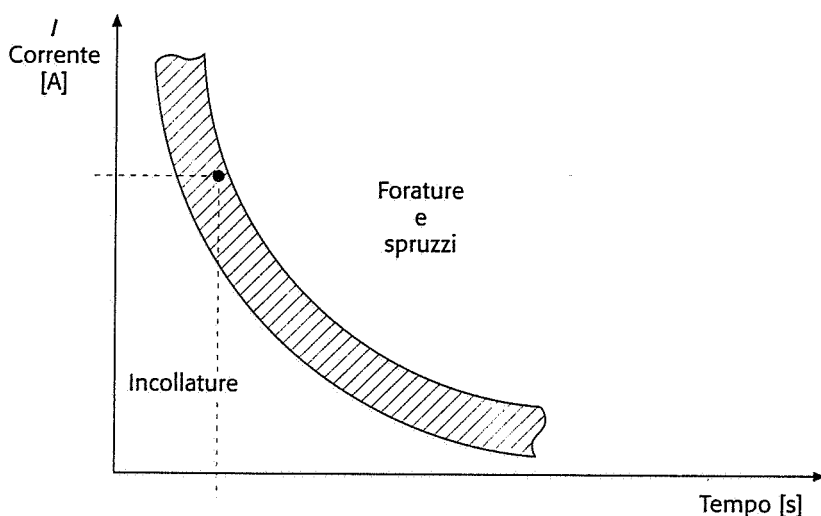



Fig. 6-19 Andamento qualitativo della fascia di valori di corrente e tempo validi per ottenere una buona saldatura a punti.

Le macchine saldatrici per punti possono funzionare sia in corrente continua che alternata e possono generare elevate intensità di corrente, da 1000 a 100 000 A circa, controllandone il passaggio per tempi brevissimi (secondo o frazioni di secondo). Per questo motivo le macchine sono dotate di temporizzatori elettronici e di componenti atti ad aprire e chiudere il passaggio di corrente. Le macchine sono inoltre dotate di un dispositivo pneumatico o idraulico che provvede ad applicare alla pinza la giusta forza di chiusura.

Gli elettrodi possono avere forme varie, in funzione della sagoma degli oggetti da saldare (fig. 6-20). Essi sono costruiti in rame o in lega di rame, tungsteno e molibdeno: le loro caratteristiche principali sono la conducibilità elettrica, la resistenza all'usura, la resistenza meccanica.

L'unità di controllo della macchina saldatrice regola anche quello che si chiama il *ciclo di saldatura*, cioè l'andamento nel tempo della corrente e della pressione di contatto elettrodo-lamiera. Nel caso più semplice di acciai al carbonio, il ciclo di saldatura è riportato nella figura 6-21*a*: si noti che la corrente viene fatta passare solo quando la pressione ha raggiunto il valore di regime, mentre la pressione viene mantenuta per qualche frazione di secondo dopo che la corrente ha cessato di passare, per permettere al nocciolo fuso di solidificare.

Nel caso, per esempio, di acciai legati si usano cicli di saldatura più complessi (fig. 6-21*b*), che prevedono una fase di preriscaldamento, ottenuta facendo passare una debole corrente, e una fase di ricottura, ottenuta in modo analogo, per evitare formazione di strutture martensitiche fragili e spesso sede di cricche.

ISBN 88-408-1028-5

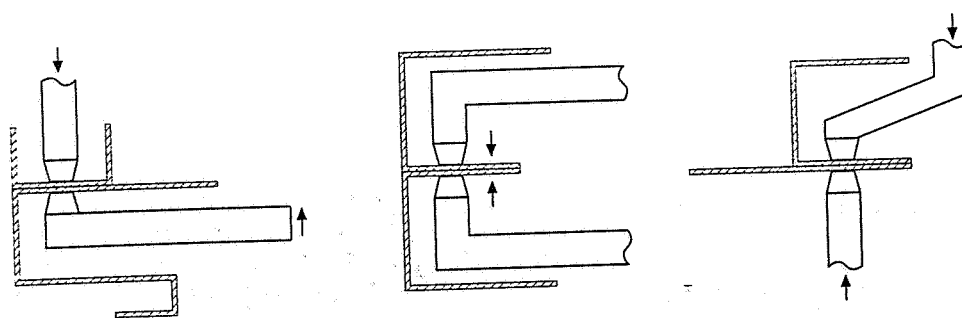



Fig. 6-20 Forme tipiche degli elettrodi per saldatura a punti, per alcune sagomature delle lamiere da saldare.

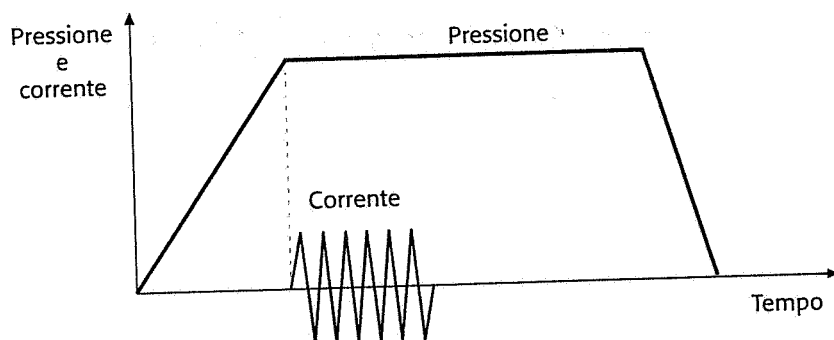
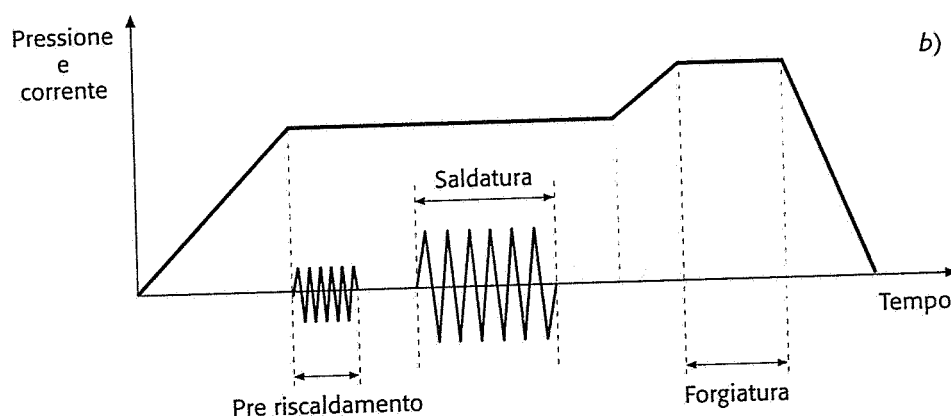



Fig. 6-21 Illustrazione di due cicli di saldatura:
a) per acciai a basso tenore di carbonio
b) per acciai legati.

Il giunto ottenuto con questo procedimento non ha le caratteristiche di resistenza meccanica e a fatica degli altri descritti nei paragrafi precedenti. Pur tuttavia il metodo ha indubbi vantaggi nel settore delle costruzioni in lamiera sottile sintetizzabili in alta velocità di esecuzione, economicità per la produzione in serie e facilità di automazione: basti pensare agli impianti robotizzati di costruzione delle carrozzerie automobilistiche.

Il metodo è utilizzato per una vasta gamma di materiali tra cui gli acciai al carbonio, gli acciai legati, quelli inossidabili, le leghe di alluminio e quelle di rame. è possibile anche saldare tra loro due spessori differenti.

I problemi della saldatura a punti sono i picchi di corrente che interessano la linea elettrica, la scarsa resistenza a trazione e a fatica del giunto, oltre al fatto che il giunto, essendo discontinuo, non garantisce la tenuta ai fluidi. Inoltre il processo lascia inevitabilmente sulle lamiere la marcatura dell'elettrodo, dovuta alla deformazione plastica superficiale, che può costituire un problema estetico.

6-9-3 Saldatura a rulli

Nel settore delle lamiere sottili, il procedimento di saldatura a punti non può essere impiegato per la costruzione di recipienti per il contenimento dei fluidi, data la non continuità della saldatura. In questi casi si impiega allora un'altra versione del metodo a punti, chiamato "a rulli". Infatti (fig. 6-22) i due elettrodi tra i quali vengono premute le lamiere da saldare, sono costituiti da rulli di rame motorizzati, che durante il trascinamento per attrito delle due lamiere, sono attraversati da impulsi di corrente che generano il punto di saldatura. Regolando opportunamente la *frequenza* degli impulsi in funzione della *velocità di rotazione* dei rulli, si possono ottenere punti parzialmente sovrapposti, la cui continuità garantisce la tenuta ai fluidi.

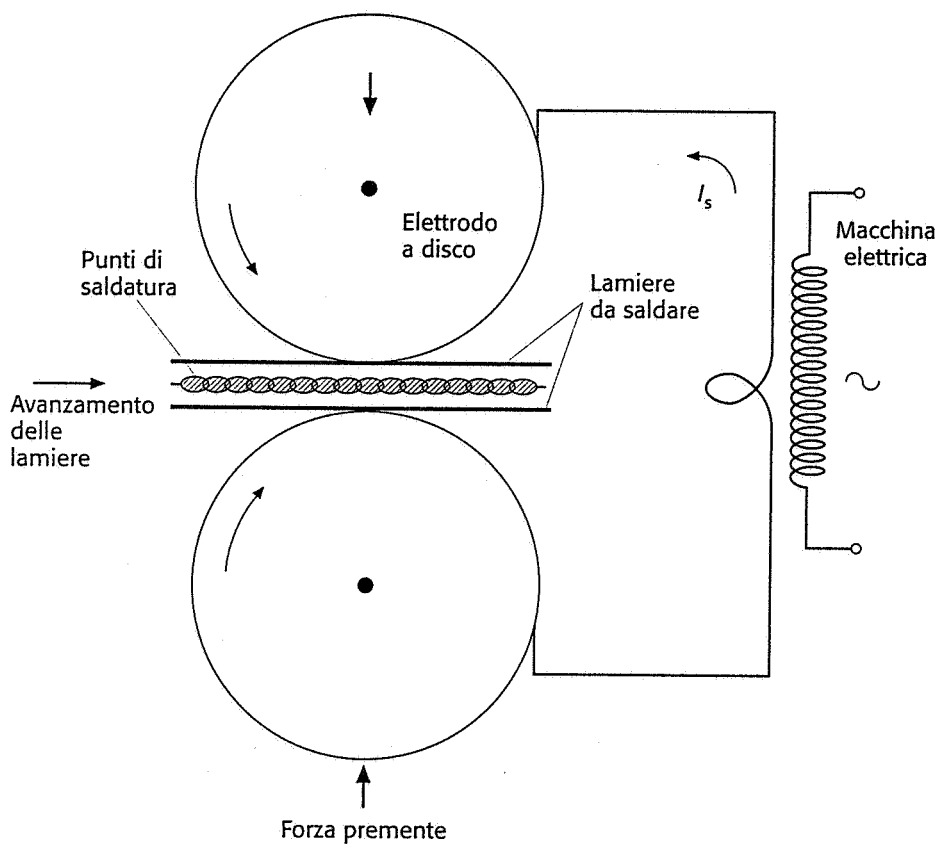



Fig. 6-22 Schema del procedimento di saldatura a rulli.

6-9-4 Saldatura di testa per scintillio

Lo schema di questa tecnica di saldatura è riportato nella figura 6-23. Due barre sono premute l'una contro l'altra in una macchina che provvede anche a far passare la corrente di saldatura attraverso la superficie di contatto. La corrente proviene da apposita macchina elettrica ed è applicata alle due barre tramite due pinze in rame: il contatto elettrico deve essere assicurato da una discreta finitura della superficie delle barre. La macchina saldatrice opera in tre fasi successive:

- fase di *preriscaldamento* (non sempre presente): le due barre vengono premute di testa e viene fatta passare una corrente di bassa intensità onde preriscaldare la zona dove avverrà la saldatura;
- fase di *scintillio*: i due pezzi sono accostati semplicemente di testa senza applicare pressione e viene fatta passare la corrente di sal-

ISBN 88-408-1028-5

datura. Tra le asperità superficiali delle due facce a contatto si formano molti piccoli archi elettrici, con conseguente fusione localizzata ed espulsione radiale di materiale incandescente (*scintillio*), tra cui anche impurità, ossidi, grassi, ecc.

- fase di *compressione*: la corrente viene interrotta e le due barre vengono premute l'una contro l'altra onde permettere la solidificazione delle due superfici fuse in una struttura unica che costituisce il giunto.

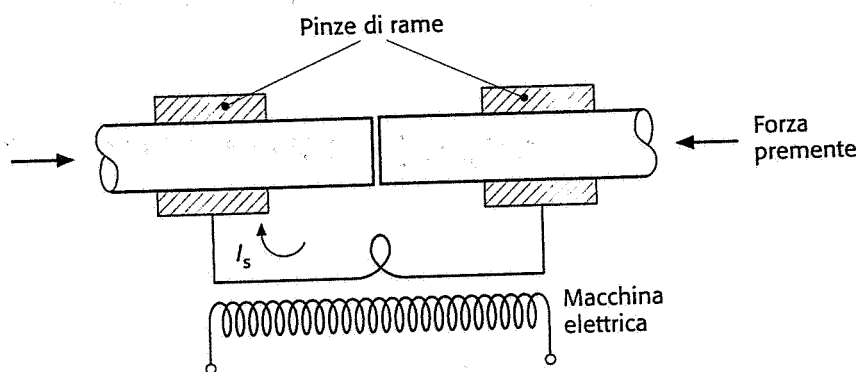



Fig. 6-23 Schema del procedimento di saldatura per scintillio.

Questo metodo di saldatura è particolarmente rapido ed efficiente e non comporta l'impiego di materiale d'apporto, nemmeno nel caso di grosse sezioni. La fase di scintillio rende inutile l'accurata preparazione delle superfici a contatto.

Occorre comunque tenere presente che la fase di compressione provoca un ricalcamento delle estremità delle due barre, che deve eventualmente essere rimosso con lavorazioni alle macchine utensili.

6-10 Le saldature eterogene

Nelle saldature eterogene il metallo base non prende parte alla formazione del giunto e non si arriva al suo punto di fusione. È quindi sempre presente un metallo d'apporto con temperatura di fusione minore di quella del metallo base.

Generalmente si distingue tra saldobrasatura e brasatura.

6-10-1 La saldobrasatura

Nella saldobrasatura i bordi dei due pezzi da saldare vengono preparati con cianfrinature simili a quelle usate per le saldature autogene. I due lembi vengono poi portati alla temperatura di fusione del metallo d'apporto mediante fiamma ossiacetilenica oppure in un forno a induzione. Il metallo d'apporto immesso in questa zona sotto forma di filo, fonde e, solidificando, riempie il cianfrino: il giunto saldato è formato quindi da una zona solidificata composta esclusivamente da metallo d'apporto e da una zona di interfaccia con il metallo base costituita da una lega o da un composto intermetallico formato tra il metallo base e quello d'apporto.

Le caratteristiche principali del metallo d'apporto sono: basso punto di fusione, buona scorrevolezza, buona resistenza meccanica ed elasticità, capacità di *bagnare* il metallo base. Il metallo base più usato è

una lega di ottone (60% Cu 40% Zn) con tracce di silicio, che fonde intorno a 800 °C.

Prima di effettuare la saldobrasatura è indispensabile pulire bene le superfici del giunto eliminando tutti gli elementi estranei, che potrebbero impedire la formazione della lega tra metallo d'apporto e base. Vengono solitamente impiegate polveri desossidanti, che sciolgono le impurità e aumentano la fluidità del metallo liquido.

Il giunto ottenuto in questo modo è resistente ed elastico: infatti il metallo base ha conservato quasi tutte le caratteristiche originali, data la bassa temperatura cui è stato sottoposto, e il metallo d'apporto ha grandi capacità elastiche. Per questo motivo è anche possibile saldare leghe diverse tra loro e specialmente leghe poco elastiche che possono rompersi durante il raffreddamento (per esempio, riparazione di getti in ghisa).

I materiali normalmente saldabili con questo procedimento sono gli acciai a basso tenore di carbonio, la ghisa (solo per riparazione di getti), il bronzo.

6-10-2 La brasatura

La brasatura ha in comune con la saldobrasatura l'uso di un metallo d'apporto con temperatura di fusione minore di quella del metallo base, mentre si differenzia per il fatto che non prevede la preparazione dei lembi dei pezzi da saldare (cianfrinatura). Infatti in questo caso i due pezzi sono semplicemente appoggiati l'uno all'altro: lo spazio capillare che rimane tra i due viene riempito dal metallo d'apporto fuso, che ha grande scorrevolezza e capacità di *bagnare* il metallo base. Il giunto è costituito quindi da uno strato sottilissimo di metallo d'apporto che ha formato una lega di superficie col metallo base: è ovvio quindi che si tratta di un giunto con scarsa elasticità e resistenza meccanica.

Le brasature possono essere *dolci*, nel caso di uso di leghe di stagno come metallo d'apporto, con temperature di fusione inferiori a 400 °C (è il caso delle saldature dei componenti elettronici sui circuiti stampati) o *forti*, nel caso di uso di leghe rame-argento con temperature di fusione intorno ai 600 °C.

6-11 Gli effetti termici della saldatura

6-11-1 Cicli termici di saldatura

Durante un'operazione di saldatura, ogni punto dei due pezzi sufficientemente vicino al giunto di saldatura, è soggetto a una variazione di temperatura nel tempo, chiamata *ciclo termico* e costituita generalmente (fig. 6-24) da una fase di riscaldamento, da un mantenimento ad alta temperatura (per esempio, al di sopra di una certa temperatura importante nel diagramma di stato del materiale saldato), una fase di raffreddamento. I cicli termici sono dei veri e propri trattamenti termici che possono produrre importanti variazioni della struttura metallografica, nonché delle caratteristiche fisiche e tecnologiche dei due pezzi saldati.

Nel caso particolare degli acciai, la velocità di raffreddamento nell'intervallo di temperatura 900-400 °C circa è particolarmente importante ai fini della formazione di strutture di tempra in funzione

ISBN 88-408-1028-5

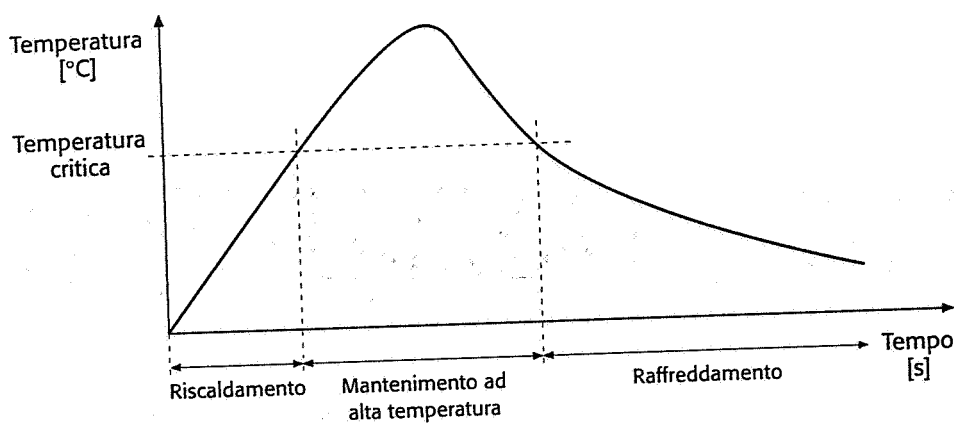



Fig. 6-24 Ciclo termico di saldatura.

della composizione dell'acciaio.

I cicli termici dipendono dai seguenti fattori:

- *Posizione del punto*: con riferimento alla figura 6-25 è evidente che i punti che si trovano nella stessa zona del giunto sono interessati dallo stesso ciclo termico, ma in tempi diversi. Inoltre i punti più lontani subiscono riscaldamenti e raffreddamenti più lenti, nonché una permanenza a una temperatura inferiore. I cicli termici con riscaldamenti e raffreddamenti rapidi si chiamano *severi*, gli altri *dolci*.
  È importante inoltre notare che nelle zone adiacenti al giunto si possono avere dei gradienti termici elevati dell'ordine di 500 °C/mm nei primi 2 o 3 mm.

  La figura 6-25 mostra anche l'andamento delle isoterme per una posizione fissa dell'arco; esse hanno forma più o meno ellittica e avanzano insieme all'arco lungo il giunto saldato.

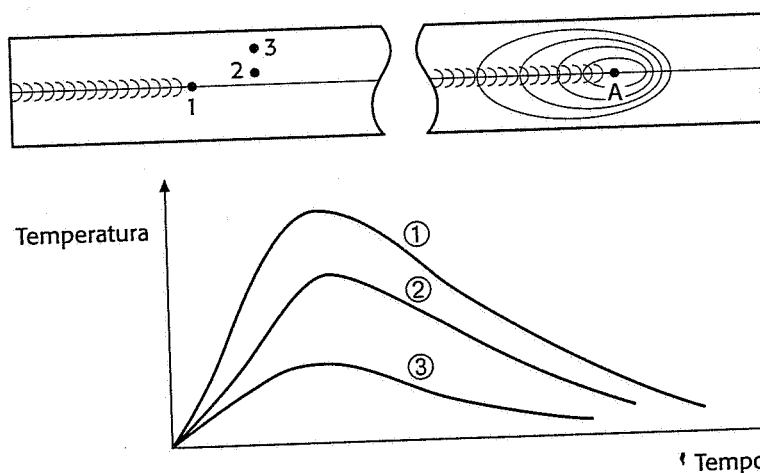



Fig. 6-25 Cicli termici relativi a punti variamente distanti dal giunto di saldatura e andamento qualitativo delle isoterme relative alla posizione A dell'arco elettrico.

- *Procedimento di saldatura*: dal punto di vista termico ogni procedimento è caratterizzato dall'*apporto termico specifico* che esprime la quantità di calore immessa per unità di lunghezza del giunto. Nel caso di saldatura ad arco elettrico esso vale:

$$Q = \frac{VI}{60\, v} \tag{6-6}$$

dove Q è espresso in Wh/cm, V è la tensione d'arco in volt, I la corrente di saldatura in ampere, v la velocità di saldatura in cm/min. Un elevato apporto termico specifico causa un ciclo termico dolce, in quanto è grande la quantità di calore che il giunto deve smaltire. Per esempio la saldatura in arco sommerso ha apporto termico elevato, poiché le correnti impiegate sono elevate, e ha cicli termici generalmente dolci. La saldatura ad arco manuale ha cicli più severi, mentre quella a gas ha caratteristiche intermedie, data la bassa velocità di saldatura.

- *Spessore e tipo di giunto*: poiché la maggior parte del calore ammesso viene smaltito per conduzione attraverso i due pezzi saldati, la velocità di raffreddamento è tanto maggiore (quindi il ciclo tanto più severo) quanto maggiore è lo spessore. Inoltre la velocità di raffreddamento è influenzata dal tipo di giunto, come illustrato nella figura 6-26, in funzione delle differenti possibilità di smaltimento del calore.

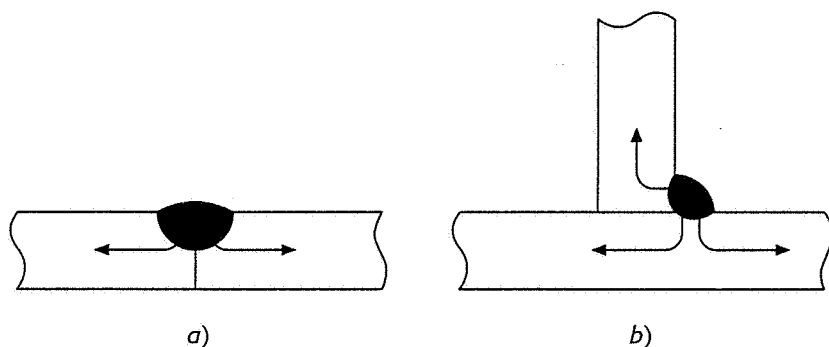



Fig. 6-26 Possibilità di smaltimento del calore per conduzione in due differenti tipi di giunto saldato. Il giunto *a*), a parità di ogni altro fattore, ha un ciclo termico più dolce del giunto *b*).

- *Materiale base*: i parametri più importanti che influiscono sul ciclo termico sono la conducibilità termica e il calore specifico. Materiali come rame e alluminio sono caratterizzati da alta conducibilità termica, si raffreddano molto rapidamente e hanno cicli severi. Materiali con alto calore specifico hanno cicli dolci, data l'elevata quantità di calore necessaria per innalzarne la temperatura fino a fusione.
- *Temperatura iniziale*: a una maggior temperatura iniziale del metallo base corrisponde un raffreddamento più lento. In effetti un preriscaldamento dei due pezzi intorno ai 200 °C è sufficiente per ridurre la velocità di raffreddamento a circa un terzo ed è quindi il metodo più idoneo per ridurre la severità di alcuni cicli termici.

6-11-2 Le caratteristiche metallurgiche del giunto saldato

Prendendo in considerazione un giunto saldato con una delle tecniche autogene prima illustrate, attraverso un'osservazione di una sua sezione con tecniche metallografiche, è possibile osservare tre distinte zone, come illustrato nella figura 6-27:

- la *zona fusa*, nella quale il metallo base ed eventualmente quello d'apporto sono arrivati alla fusione;
- la *zona termicamente alterata*, dove il metallo base ha subito trasformazioni allo stato solido;
- il *metallo base inalterato* nel quale i cicli termici sono stati tali da non alterare apprezzabilmente la struttura cristallina originaria.

ISBN 88-408-1028-5

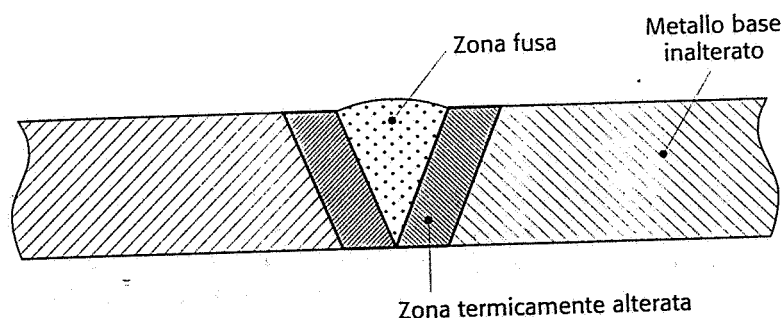



Fig. 6-27 Distinzione delle tre zone tipiche di un giunto saldato.

L'osservazione della zona fusa mette in evidenza una struttura dendritica di solidificazione con grani orientati nella direzione del flusso termico di conduzione. Il numero e la dimensione di questi grani dipende dal ciclo termico subito dalla zona, e in particolare dalla velocità di raffreddamento. Per un'elevata resistenza meccanica è preferibile una struttura a grana fine. Un confronto tra i diversi metodi di saldatura mette in evidenza che la saldatura in arco sommerso con una sola passata produce una grana grossolana, dato l'elevato apporto termico specifico. Anche la saldatura con gas produce una grana grossolana, soprattutto per la bassa velocità di saldatura. Una grana più fine, in funzione ovviamente dei parametri usati, si ottiene con il procedimento ad arco manuale. Ancora più fine è la grana ottenibile con la saldatura TIG, anche a causa del flusso di gas protettivo, che asporta calore per convezione.

Nei procedimenti ad alto apporto termico specifico, quali l'arco sommerso, è opportuno effettuare più passate, seppure con costi maggiori, per ottenere migliori strutture cristalline (*tecnica multipass*); infatti in questo caso ogni passata provoca sulla passata precedente un trattamento termico equivalente a una normalizzazione, che sostituisce alla grana dendritica di solidificazione una struttura più fine e omogenea.

Un fenomeno spesso presente nella zona fusa è la microsegregazione di solfuri e fosfuri, con conseguente rischio di *cricche a caldo*. Infatti in alcun tipi di acciai di qualità non elevata, sono sempre presenti piccole percentuali di zolfo e fosforo come impurezze, che sono solubili nel metallo liquido ma non in quello solido. Durante la solidificazione del giunto tali impurezze precipitano ai bordi dei grani sotto forma di solfuri e fosfuri: le tensioni interne causate dal ritiro durante il raffreddamento del giunto e la presenza di queste inclusioni non metalliche favoriscono la formazione di cricche (piccolissime fratture) che pregiudicano la resistenza meccanica del giunto. Un rimedio contro questo rischio è l'uso di rivestimenti di elettrodi o di flussi con capacità desolforanti e defosforanti.

Per quanto riguarda la composizione della zona fusa, è necessario conoscere il *rapporto di diluizione*, definito dalla percentuale del volume di metallo base facente parte del volume totale della zona fusa. Tale parametro assume il valore di circa il 30% nelle prime passate della saldatura ad arco manuale, e circa il 10% nelle ultime passate. Nella saldatura ad arco sommerso si arriva anche al 60%. Il valore del 100% si ottiene nella saldatura autogena dei piccoli spessori, senza metallo d'apporto.

Conoscendo quindi la composizione chimica del metallo base e di quello d'apporto e il rapporto di diluizione, è possibile calcolare facilmente la composizione chimica della zona fusa, e in particolare la percentuale di carbonio.

La zona termicamente alterata è la zona immediatamente adiacente alla zona fusa, nella quale il ciclo termico di saldatura ha provocato trasformazioni allo stato solido. Il suo stato finale dipende da tutte le variabili che influiscono sul ciclo termico (citate in precedenza), e da composizione chimica e struttura metallurgica iniziale del metallo base. Limitando la trattazione agli acciai, si può osservare quanto segue:

- Negli acciai con basso contenuto di carbonio, nei punti a diversa distanza dall'interfaccia con la zona fusa, si possono osservare fenomeni quali ingrossamento del grano austenitico, affinamento della grana causato da un effetto di normalizzazione, trasformazione di parte dell'austenite in ferrite e perlite con grana più fine. Sostanzialmente in questi tipi di acciai le caratteristiche meccaniche di questa zona sono simili a quelle del metallo base.
- Negli acciai a medio tenore di carbonio (o comunque facilmente temprabili) i cicli termici di saldatura possono provocare strutture fragili di tempra. Uno dei difetti più comuni, associato a queste strutture e anche alla presenza di idrogeno (dall'umidità dell'aria, o del rivestimento o del flusso), sono le *cricche a freddo* (dette anche *sotto cordone*), che si manifestano preferibilmente in questa zona, dato che la percentuale di carbonio nella zona fusa, a causa della diluizione, è generalmente inferiore. L'effetto sulla resistenza meccanica del giunto saldato è simile a quello delle cricche a caldo. Le precauzioni da osservare in questi casi sono essenzialmente evitare di impiegare flussi o rivestimenti igroscopici e più che altro cercare di addolcire il ciclo termico, in particolare con un preriscaldamento dei pezzi ed eventualmente con un raffreddamento a velocità controllata.

6-11-3 Ritiri, deformazioni e tensioni residue

I cicli termici hanno, oltre le influenze di tipo metallurgico prima viste, anche importanti conseguenze meccaniche sulla struttura saldata. Il riscaldamento disuniforme dei pezzi saldati secondo l'andamento di isoterme riportato nella figura 6-25, e il successivo raffreddamento generano fenomeni di ritiro. Se tale ritiro è libero di manifestarsi, la struttura saldata si deforma secondo modalità che dipendono da un grande numero di fattori, quali i parametri di saldatura, il tipo di giunto, la sequenza operativa, ecc. Se, al contrario, la deformazione è impedita da irrigidimenti appositamente sistemati o è comunque limitata, è inevitabile il nascere di tensioni residue di trazione e compressione, che in certi punti possono raggiungere e superare il limite elastico del materiale saldato. Il giunto saldato può adattarsi a queste tensioni solo con deformazioni plastiche locali, possibili se il metallo d'apporto ha un buon allungamento plastico e se nella zona termicamente alterata o nella zona fusa non si formano strutture rigide e fragili di tempra.

6-11-4 Il trattamento termico delle strutture saldate

I casi nei quali il trattamento termico di *distensione* è consigliabile o necessario sono i seguenti:

ISBN 88-408-1028-5

- saldatura di acciai a medio tenore di carbonio o legati, nei quali il ciclo termico di saldatura causa la formazione di strutture di tempra, che riducono la possibilità di deformazione plastica locale e causano cricche;
- saldatura di strutture complesse con cordoni intersecantisi, con possibilità di gravi situazioni di tensioni interne, che possono causare rotture o fessurazioni;
- saldatura di strutture che devono operare al di sotto di certe temperature critiche (per alcuni tipi di acciaio vicine a quella ambiente): l'acciaio può assumere una tendenza alla rottura fragile, spesso innescata dalle tensioni interne;
- saldatura di strutture soggette a corrosione, facilitata dalla presenza di tensioni residue;
- saldatura di parti che devono essere lavorate alle macchine utensili; in questo caso l'asportazione del soprametallo crea uno squilibrio tra le parti sotto tensione e causa la deformazione del pezzo stesso durante la lavorazione.

Il trattamento termico di distensione consiste in:

- riscaldamento lento fino a circa 600 °C, con gradienti dell'ordine di 100-200 °C/ora ma anche 30 °C/ora nel caso di strutture molto complesse;
- permanenza a questa temperatura (600-650 °C o superiore per acciai legati) per un tempo pari a circa 2 minuti per ogni millimetro di spessore dell'elemento più spesso;
- raffreddamento lento in forno con gradiente simile a quello del riscaldamento fino a circa 200 °C.

Alla temperatura del trattamento il materiale riduce sensibilmente il suo limite elastico e le tensioni interne lo fanno deformare plasticamente e si riducono a valori bassi. In questo modo se il trattamento è lento e uniforme su tutta la struttura, essa si rilascia e si adatta al nuovo regime di tensioni interne. Il trattamento agisce anche sulle strutture fragili di tempra eventualmente presenti, addolcendole e contribuendo alla deformabilità plastica locale.

6-12 Bibliografia

AA. VV. Articoli apparsi sulla Rivista Italiana della Saldatura.

AWS Welding handbook, Mac Millan Press, USA 1978.

Besenzoni, R., *Saldatura*, Editrice S. Marco, Bergamo 1977.

Davies, A.C., *The science and practice of welding*, Cambridge University Press., 1979.

Vallini, A., *Joints soudes*, Dunod, Parigi 1968.

Steen, W., *Laser material processing*, Springer,1998.

Powell, J., *CO_2 laser cutting*, Springer, 1998.

7 I principi fondamentali del processo di taglio

7-1 Generalità

Il processo di taglio (fig. 7-1) è un processo per deformazione plastica nel quale un *utensile*, dotato di moto relativo rispetto a un *pezzo*, ne asporta uno strato superficiale detto *soprametallo* trasformandolo in *truciolo* e generando una superficie con le caratteristiche di precisione e rugosità specificate sul disegno del pezzo. L'output del processo è quindi una *superficie*, mentre il truciolo è solo lo scarto della lavorazione. Il processo avviene grazie a uno o più *moti* forniti da una *macchina utensile*. La lavorazione è fatta a temperatura ambiente, tuttavia il *calore* sviluppato sia dal lavoro di deformazione plastica sia dalle forze di attrito causa innalzamento di temperatura del pezzo, dell'utensile e del truciolo. L'utensile, caratterizzato da opportuna geome-

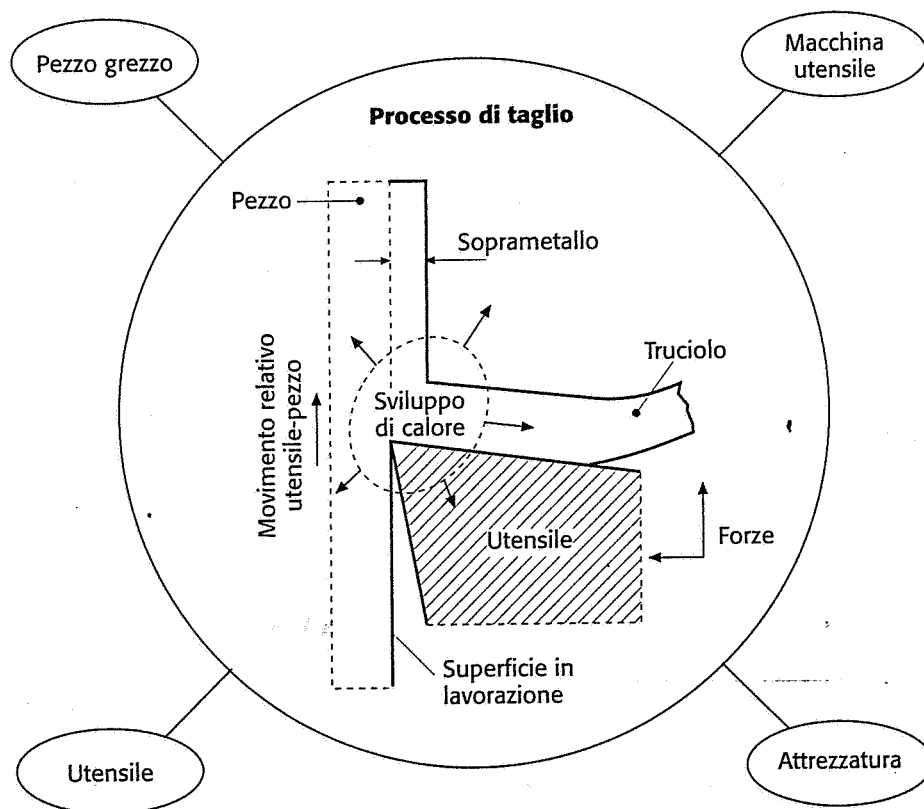



Fig. 7-1 Aspetti e definizioni fondamentali nel processo di taglio.

ISBN 88-408-1028-5

tria e durezza, deve mantenere queste sue caratteristiche per un tempo accettabile, anche a queste elevate temperature: ciò implica che venga costruito con materiali adatti. La deformazione plastica che genera il truciolo si ottiene grazie a *forze*, generate dalla macchina utensile, sotto la cui azione il pezzo tende a muoversi o a deformarsi: per evitare ciò (e anche per riferire il pezzo alla macchina utensile) si usa un'*attrezzatura*.

Quindi il processo di taglio richiede sempre quattro elementi:

- il *pezzo* grezzo, proveniente da processi precedenti come fusione, stampaggio, laminazione, ecc;
- la *macchina utensile*
- l'*utensile*;
- l'*attrezzatura*.

7-2 Meccanica della formazione del truciolo

7-2-1 *Il taglio ortogonale*

Lo studio della meccanica della formazione del truciolo può essere riferito, senza che perda la sua generalità, a un caso particolarmente semplice, anche se piuttosto raro: il *taglio ortogonale* (fig. 7-2).

In condizioni di taglio ortogonale, i fenomeni della formazione del truciolo possono ricondursi a fenomeni *bidimensionali*, in quanto anche l'osservazione sperimentale ha mostrato che nessuna deformazione si produce nel senso della larghezza del taglio; di conseguenza le deformazioni del materiale metallico, per ragioni di simmetria, sono identiche nei piani paralleli tra loro e non sono presenti componenti di forza perpendicolari al piano in cui il processo viene studiato.

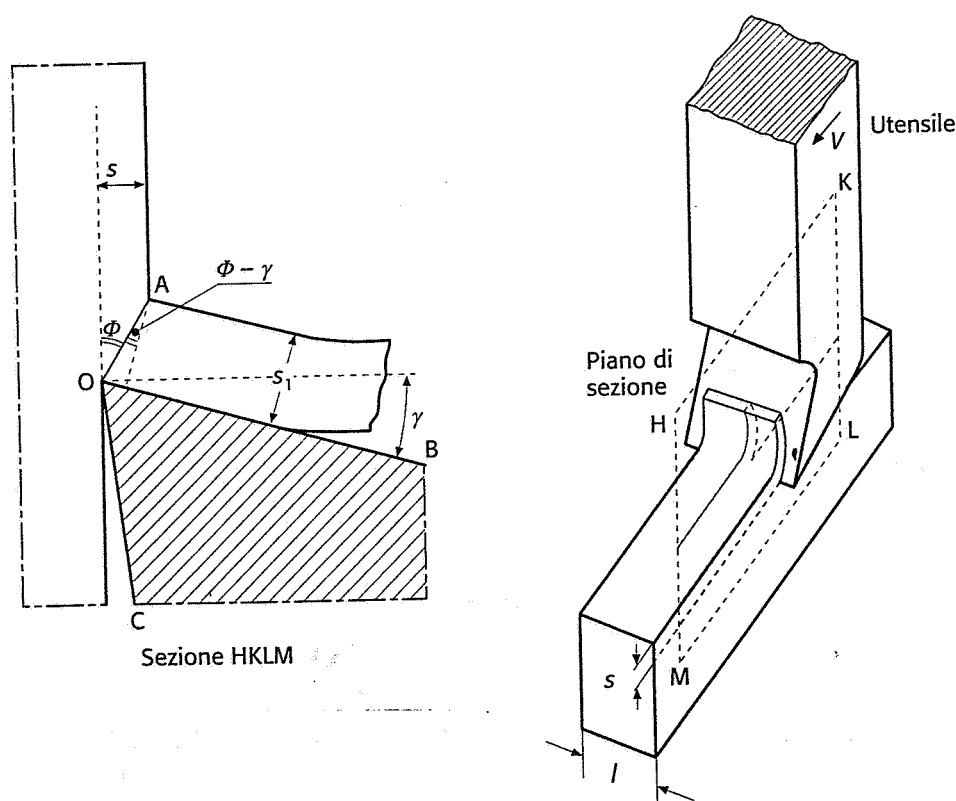



Fig. 7-2 Caso di taglio ortogonale puro (piallatura) e relativo modello di formazione del truciolo.
v = velocità di taglio
l = larghezza di taglio.
s = spessore di taglio

Un taglio ortogonale puro può essere realizzato per esempio nella lavorazione di *piallatura* con un utensile con tagliente perpendicolare alla velocità di taglio.

In questo caso quindi, lo studio del meccanismo della formazione del truciolo può essere fatto in un piano HKLM, ottenuto con una sezione perpendicolare allo spigolo tagliente dell'utensile, come schematizzato dalla figura 7-2. Un parametro molto importante per lo studio del meccanismo della formazione del truciolo è il *rapporto di taglio c* (o il suo inverso, chiamato *fattore di ricalcamento del truciolo*):

$$c = \frac{s}{s_1} \tag{7-1}$$

che assume sempre valori inferiori a uno (come dimostrato nel seguito). Scrivendo la condizione di costanza del volume del truciolo:

$$s \cdot l \cdot L = s_1 \cdot l_1 \cdot L_1 \tag{7-2}$$

dove:

s = spessore di taglio;

l = larghezza del truciolo prima del suo distacco dal pezzo in lavorazione;

l_1 = larghezza del truciolo dopo il distacco dal pezzo in lavorazione;

L = lunghezza di taglio (cioè lunghezza del truciolo prima del suo distacco dal pezzo in lavorazione) necessario per separare l'unità di volume di materiale dal pezzo in lavorazione;

L_1 = lunghezza del truciolo (di lunghezza iniziale L) dopo il distacco dal pezzo in lavorazione;

poiché si è supposto che, nel taglio ortogonale, nessuna deformazione si produca nel senso della larghezza del taglio, si può porre:

$$l = l_1 \tag{7-3}$$

e quindi la (7-2) si trasforma nella:

$$s \cdot L = s_1 \cdot L_1 \tag{7-4}$$

per cui è possibile scrivere:

$$c = \frac{s}{s_1} = \frac{L_1}{L} \tag{7-5}$$

La pratica sperimentale ha messo in evidenza che la misura dello spessore del truciolo s_1 mediante micrometro, o altro strumento di misura analogo, comporta errori inaccettabili a causa della scabrosità della superficie dei trucioli.

Un metodo di misura indiretto, semplice e preciso, consiste nel prelevare un campione di truciolo, misurarne la sua lunghezza L_t e determinarne la massa Q con una bilancia. Si ha allora:

$$s_1 = \frac{Q}{L_t \cdot l \cdot \rho} \tag{7-6}$$

dove ρ è la densità del materiale lavorato.

ISBN 88-408-1028-5

Il processo di taglio può essere sintetizzato nel modo seguente: penetrazione del tagliente dell'utensile nello spessore s del materiale da lavorare, compressione e conseguente deformazione plastica per scorrimento secondo il *piano di taglio* (o *piano di scorrimento*) OA e distacco dello strato metallico attaccato dall'utensile, che si trasforma in *truciolo*; scorrimento del truciolo sul *petto* dell'utensile. L'angolo ϕ è chiamato *angolo di scorrimento* (o *angolo di taglio*) ed è l'angolo formato dal piano di scorrimento OA con la superficie in lavorazione (o superficie di taglio).

Dalla stessa figura 7-2 risulta ancora:

$$c = \frac{\text{sen}\phi}{\cos(\phi - \gamma)} \tag{7-7}$$

La relazione (7-7) consente di calcolare il valore dell'angolo ϕ di scorrimento in funzione del rapporto di taglio e dell'angolo γ di spoglia superiore dell'utensile con la seguente relazione:

$$\text{tg}\phi = \frac{c \cdot \cos\gamma}{1 - c \cdot \text{sen}\gamma} \tag{7-8}$$

Nel caso particolare di $\gamma = 0$, $c = \text{tg}\,\phi$; inoltre, in tal caso, $c = 1$ per $\phi = 45°$.

Nel caso di materiali metallici fragili (acciaio duro, ghisa, bronzo duro, ecc.) il meccanismo di base della formazione del truciolo è il medesimo di quello che si verifica nei materiali metallici plastici, con la variante che, in questi casi, le deformazioni elastiche giocano un ruolo rilevante, lo strato di materiale asportato dall'utensile si distacca, in corrispondenza del piano di taglio OA, per *rottura fragile* (fig. 7-3).

Molti sono i modelli proposti in letteratura per la schematizzazione del processo di formazione del truciolo. Uno dei più semplici è quello riportato nella fig. 7-4. In esso si suppone che la deformazione avvenga per scorrimento di *blocchi rigidi* a forma di parallelogramma

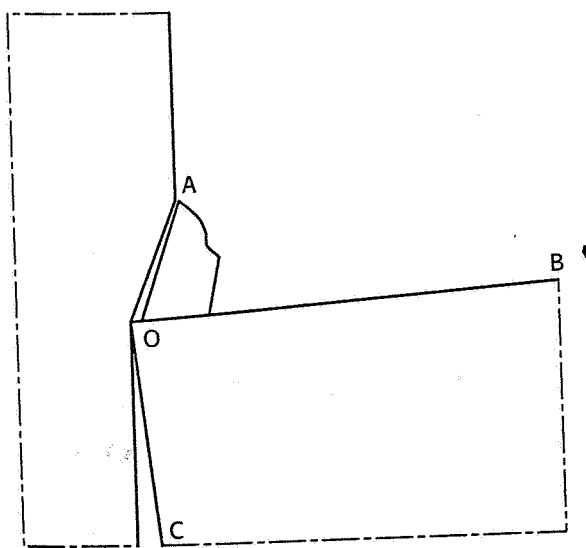



Fig. 7-3 Schema della formazione del truciolo frammentato nel caso di materiali metallici fragili.

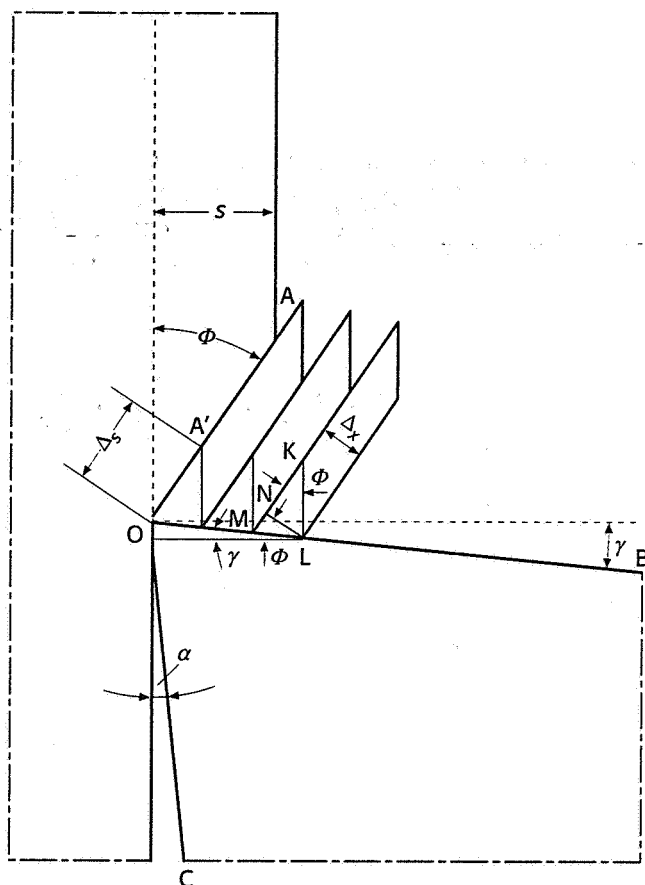



Fig. 7-4 Modello di formazione del truciolo per scorrimento (Pijspanen).

in corrispondenza del piano di scorrimento OA (in modo simile a un mazzo di carte). Il valore γ_s della deformazione per scorrimento è:

$$\gamma_s = \frac{\Delta_s}{\Delta_x} = \frac{\overline{KM}}{\overline{NL}} \qquad (7\text{-}9)$$

dove:

$$\overline{KM} = \overline{KN} + \overline{NM} = \overline{NL} \cdot \text{ctg}\phi + \overline{NL}\ \text{tg}(\phi - \gamma)$$

cioè:

$$\overline{KM} = \overline{NL} \cdot [\text{ctg}\phi + \text{tg}(\phi - \gamma)]$$

per cui:

$$\gamma_s = \text{ctg}\phi + \text{tg}(\phi - \gamma)] \qquad (7\text{-}10)$$

Ne consegue che la deformazione per scorrimento γ_s è funzione dell'-angolo γ di spoglia superiore dell'utensile e dell'angolo ϕ di scorrimento e, quindi, del fattore di taglio c. La figura 7-5 mette in evidenza tale relazione. Dalla figura si nota che:

- la deformazione γ_s aumenta con la riduzione dell'angolo di spoglia superiore γ e, di conseguenza, aumentano le forze necessarie a provocare tale deformazione: questo fatto è molto importante ai fini della scelta di tale angolo dell'utensile (par. 8-3-3);

ISBN 88-408-1028-5

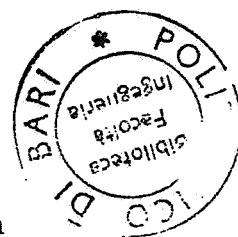
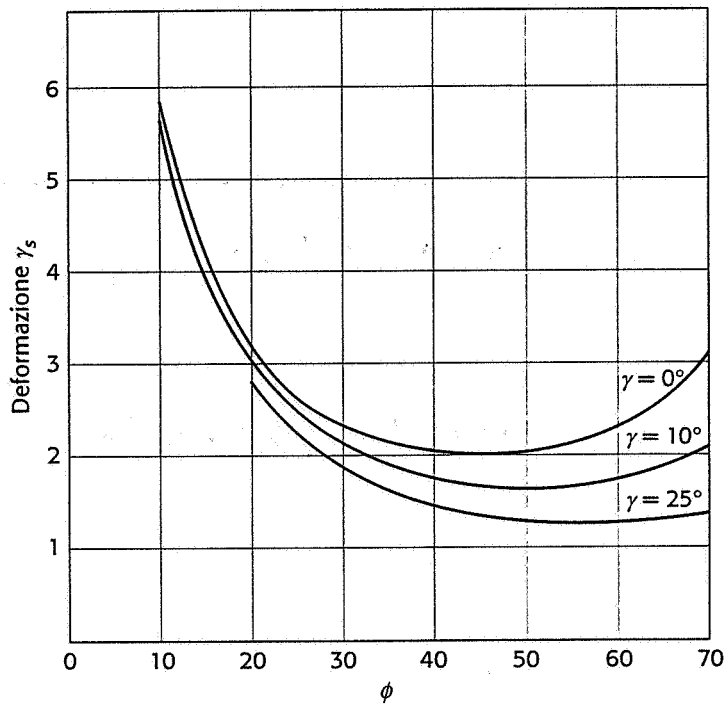



Fig. 7-5 Variazione della deformazione γ_s per scorrimento in funzione dell'angolo di scorrimento ϕ, per vari valori dell'angolo di spoglia superiore γ.

- per ogni valore di γ esiste un valore dell'angolo di scorrimento per il quale la deformazione è minima. Tale valore è ottenibile da:

$$\frac{\partial \gamma_s}{\partial \phi} = -\frac{1}{\text{sen}^2\phi} + \frac{1}{\cos^2(\phi - \gamma)} = 0 \tag{7-11}$$

Si può allora scrivere:

$$\text{sen}^2\,\phi - \cos^2\,(\phi - \gamma) = 0;$$

o anche:

$$[\text{sen}\,\phi + \cos\,(\phi - \gamma)] \cdot [\text{sen}\,\phi - \cos\,(\phi - \gamma)] = 0.$$

Ponendo:

$$\text{sen}\,\phi - \cos\,(\phi - \gamma) = 0;$$

si può scrivere:

$$\text{sen}\,\phi - \cos\,(\phi - \gamma) = \text{sen}\,\phi - \text{sen}\,(90° - \phi + \gamma);$$

da cui:

$$\phi = 45° + \frac{\gamma}{2} \tag{7-12}$$

così, ad esempio, per $\gamma = 0$, il valore dell'angolo di scorrimento che rende minimo γ_s, è $\phi = 45°$ e, per la (7-7), in tale caso si ha $c = 1$.

Esaminando il processo così schematizzato da un punto di vista cinematico (fig.7-6), indicando con v_t *la velocità del truciolo* sul petto dell'utensile, con v *la velocità di taglio* (cioè la velocità relativa tra utensile e pezzo in lavorazione), con v_s *la velocità di scorrimento* del truciolo, secondo il piano di scorrimento OA, risulta:

$$\overline{KL} = v_t \cos(\phi - \gamma);$$

e anche:

$$\overline{KL} = v \operatorname{sen} \phi;$$

da cui:

$$v_t = v \frac{\operatorname{sen}\phi}{\cos(\phi - \gamma)} \tag{7-13}$$

e, ricordando la (7-7):

$$v_t = v \cdot c. \tag{7-14}$$

Sempre dalla figura 7-6 risulta:

$$\overline{NM} = v_s \cos(\phi - \gamma)$$

e anche:

$$\overline{NM} = v \cos \gamma;$$

da cui:

$$v_s = v \frac{\cos\gamma}{\cos(\phi - \gamma)} \tag{7-15}$$

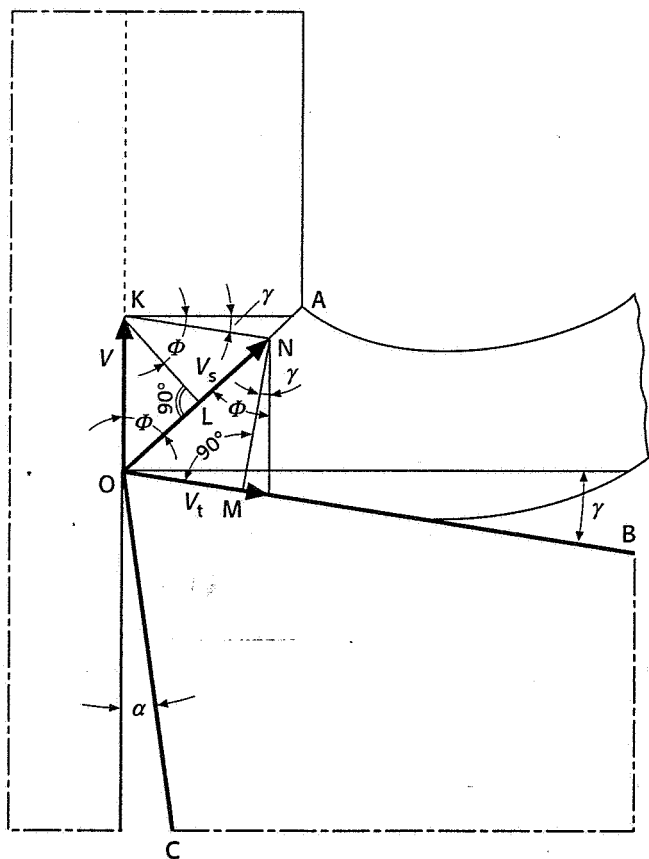



Fig. 7-6 Analisi cinematica del processo di taglio:
v = velocità di taglio;
v_t = velocità del truciolo;
v_s = velocità di scorrimento.

ISBN 88-408-1028-5

La velocità di deformazione $\dot{\gamma}_s$ può essere calcolata come derivata rispetto al tempo della deformazione γ_s come espressa dalla (7-9):

$$\dot{\gamma}s = d/dt \frac{\Delta_s}{\Delta_x} = \frac{v_s}{\Delta_x} \tag{7-16}$$

che, tenendo presente la (7-15), può essere scritta:

$$\dot{\gamma}s = \frac{v}{\Delta_x} \cdot \frac{\cos\gamma}{\cos(\phi - \gamma)} \tag{7-17}$$

La velocità di deformazione $\dot{\gamma}_s$ è molto elevata nel taglio dei metalli: tenendo conto che Δ_x è dell'ordine di $10^{-2} \div 10^{-3}$ mm, si ottengono infatti valori:

$$\dot{\gamma}_s = 10^2 \div 10^6 \ \text{s}^{-1}$$

Nei paragrafi seguenti vengono illustrate alcune delle teorie più note sul meccanismo di formazione del truciolo. Alcune di queste teorie vedono il processo come una deformazione plastica che avviene esclusivamente *sul piano* di scorrimento OA, mentre altre considerano che la deformazione plastica avvenga in *una zona* attorno al piano OA.

7-2-2 Meccanismo di formazione del truciolo secondo Ernst e Merchant

Il modello di Ernst e Merchant è basato sulle seguenti ipotesi semplificative:

- taglio ortogonale;
- formazione di truciolo continuo per scorrimento secondo un piano di scorrimento OA;
- assenza di attrito nel contatto fianco utensile - superficie in lavorazione;
- strisciamento del truciolo sul petto dell'utensile con coefficiente di attrito costante.

Questa teoria effettua un'analisi grafica delle forze necessarie per assicurare la formazione del truciolo, stabilendo relazioni geometriche semplici tra l'angolo ϕ di scorrimento, l'angolo γ di spoglia superiore dell'utensile e l'angolo ρ di attrito truciolo-utensile.

Lo studio delle forze di taglio (fig. 7-7) considera il truciolo OADE in equilibrio sotto l'azione della forza risultante R applicatagli dall'utensile e della reazione uguale e contraria R' applicata dal pezzo in lavorazione in corrispondenza del piano di scorrimento. R e R' giacciono su due rette parallele la cui distanza è considerata trascurabile, avendo un valore molto piccolo rispetto ai valori di R e di R'; ciò corrisponde a trascurare la curvatura del truciolo.

La forza R può essere considerata risultante della forza N, normale al petto dell'utensile e della forza di attrito truciolo-utensile T. La forza R' è risultante della forza di scorrimento Fs, agente sul piano OA di scorrimento, e della forza Fn normale a tale piano.

È possibile determinare graficamente i valori di tali componenti (e

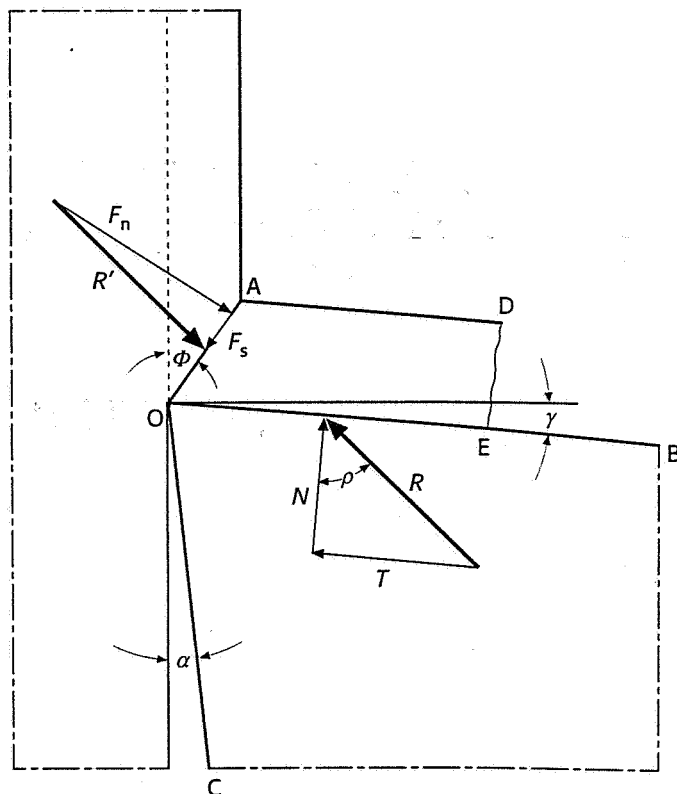



Fig. 7-7 Forze applicate al truciolo nel modello di Ernst e Merchant.

anche delle componenti F_z e F_x, rispettivamente parallela e perpendicolare alla velocità di taglio), supponendo la risultante R applicata nel punto O e tracciando la circonferenza di diametro R (fig. 7-8).

Si deduce allora analiticamente:

$$R = \sqrt{F_z^2 + F_x^2} \tag{7-18}$$

$$F_z = R \cos(\rho - \gamma) \tag{7-19}$$

$$F_x = R \operatorname{sen}(\rho - \gamma) \tag{7-20}$$

$$F_s = R \cos(\phi + \rho - \gamma) \tag{7-21}$$

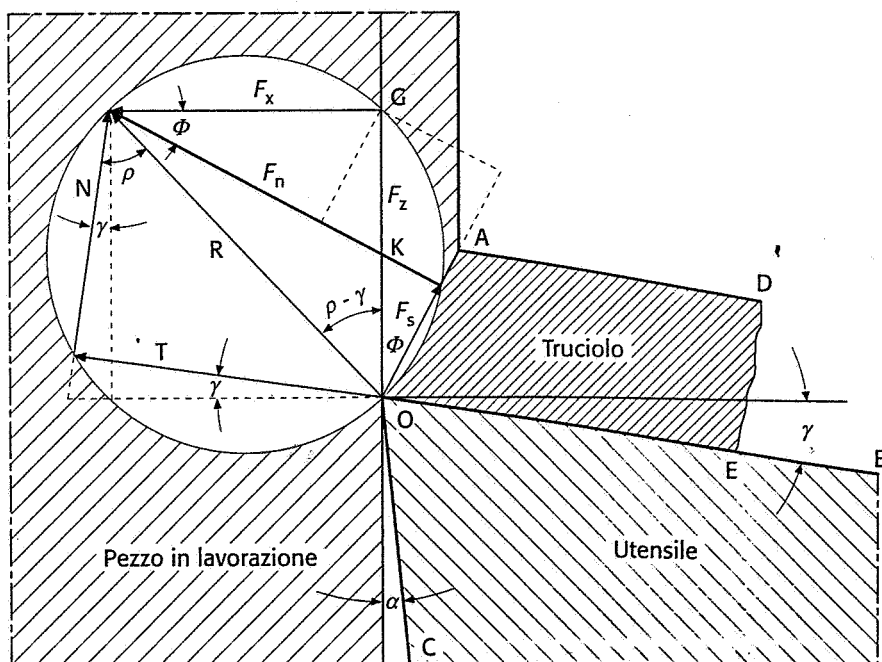



Fig. 7-8 Scomposizione della risultante R delle forze di taglio nel modello di Ernst e Merchant.

ISBN 88-408-1028-5

Per avere la forza di scorrimento F_s direttamente in funzione delle componenti (misurabili con opportuni strumenti, illustrati nel par.7-5-1) F_z e F_x della forza di taglio, si può scrivere:

$$F_s = \overline{OK} \cos\phi = (\overline{OG} - \overline{GK}) \cos\phi = (F_z - F_x \operatorname{tg}\phi) \cos\phi$$

e quindi:

$$F_s = F_z \cos\phi - F_x \operatorname{sen}\phi \qquad (7\text{-}22)$$

Si ha poi:

$$F_n = R \operatorname{sen} (\phi + \rho - \gamma) \qquad (7\text{-}23)$$

Analogamente a quanto fatto per la forza di scorrimento F_s si può scrivere:

$$F_n = F_x \cos\phi + F_z \operatorname{sen}\phi \qquad (7\text{-}24)$$

Si ha ancora:

$$T = R \operatorname{sen}\rho \qquad (7\text{-}25)$$

$$N = R \cos\rho \qquad (7\text{-}26)$$

La forza di attrito truciolo-utensile T e la forza normale N possono essere espresse direttamente in funzione delle componenti (misurabili) F_z e F_x, della forza di taglio:

$$T = F_x \cos\gamma + F_z \operatorname{sen}\gamma \qquad (7\text{-}27)$$

$$N = F_z \cos\gamma - F_x \operatorname{sen}\gamma \qquad (7\text{-}28)$$

Il coefficiente di attrito μ tra truciolo e utensile è dato da:

$$\mu = \frac{T}{N} = \operatorname{tg}\rho \qquad (7\text{-}29)$$

Anche il coefficiente di attrito pò essere espresso direttamente in funzione delle forze F_z e F_x:

$$\mu = \frac{F_x + F_z \operatorname{tg}\gamma}{F_z - F_x \operatorname{tg}\gamma} \qquad (7\text{-}30)$$

La *tensione tangenziale* di scorrimento, agente lungo la superficie di scorrimento, è data da:

$$\tau_s = \frac{F_s}{s \cdot l} \cdot \operatorname{sen}\phi \qquad (7\text{-}31)$$

introducendo al posto di F_s il valore dato dalla 7-21 si ha:

$$\tau_s = \frac{R\cos(\phi + \rho - \gamma) \operatorname{sen}\phi}{s \cdot l} \qquad (7\text{-}32)$$

se invece si utilizza la relazione (7-22) che esprime F_s in funzione di F_z e F_x si ottiene:

$$\tau_s = \frac{F_z \operatorname{sen}\phi \cos\phi - F_x \operatorname{sen}^2\phi}{s \cdot l} \qquad (7\text{-}33)$$

La *tensione normale* al piano di scorrimento risulta:

$$\sigma_s = \frac{F_n}{s \cdot l} \cdot \text{sen}\phi \tag{7-34}$$

che può anche essere scritta:

$$\sigma_s = \frac{R\text{sen}(\phi + \rho - \gamma)\ \text{sen}\phi}{s \cdot l} \tag{7-35}$$

o anche:

$$\sigma_s = \frac{F_x\ \text{sen}\phi \cos\phi - F_z\ \text{sen}^2\phi}{s \cdot l} \tag{7-36}$$

La teoria di Ernst e Merchant si basa sull'applicazione del *principio della minima energia*, nel quale la forza di taglio F_z è responsabile del lavoro fatto nel taglio. La forza F_z necessaria per provocare lo scorrimento lungo il piano individuato da ϕ (dove la tensione tangenziale è massima), è allora la più piccola forza di taglio atta a generare il truciolo. L'angolo di scorrimento , per un determinato angolo di attrito ρ e di spoglia superiore γ, è quello che rende minima la F_z.

Dalle 7-19 e 7-21 risulta:

$$F_z = \frac{F_s \cos(\rho - \gamma)}{\cos(\phi + \mu - \gamma)} \tag{7-37}$$

che può anche essere scritta:

$$F_z = \frac{\tau_s \cdot s \cdot 1 \cdot \cos(\rho - \gamma)}{\text{sen}\phi \cos(\phi + \rho - \gamma)} \tag{7-38}$$

Derivando rispetto a ϕ ed eguagliando a zero, si ottiene (essendo costante il numeratore della 7-38):

$$\frac{dF_z}{d\phi} = \frac{\cos\phi \cos(\phi + \rho - \gamma) - \text{sen}\phi\ \text{sen}(\phi + \rho - \gamma)}{\text{sen}^2\phi \cos^2(\phi + \rho - \gamma)}$$

da cui:

$$\cos\phi \cos(\phi + \rho - \gamma) - \text{sen}\ \phi\ \text{sen}\ (\phi + \rho - \gamma) = 0 \tag{7-39}$$

cioè:

$$\cos(\phi + \phi + \rho - \gamma) = 0, \tag{7-40}$$

dalla quale si ricava:

$$2\phi + \rho - \gamma = 90° \tag{7-41}$$

Effettuando la derivata seconda e sostituendo in essa, al posto di ϕ, l'espressione:

$$\phi = 45° - (1/2)(\rho - \gamma), \tag{7-42}$$

si giunge a un'espressione che è, salvo i valori che la rendono indeterminata, sempre maggiore di zero. Il lavoro fatto dalla F_z è quindi effettivamente il minimo.

ISBN 88-408-1028-5

L'equazione (7-42) mette chiaramente in evidenza che l'angolo di scorrimenro ϕ diminuisce con l'aumentare dell'angolo di attrito ρ e aumenta con l'aumentare dell'angolo γ di spoglia superiore dell'utensile. Inoltre questo risultato dimostra anche che, a causa dell'attrito, *il rapporto di taglio c è sempre minore di 1* (vedi relazione 7-7).

L'equazione (7-42) fornisce un'espressione semplice dell'angolo di scorrimento, in termini facilmente misurabili, nei limiti di validità posti dalle ipotesi semplificative adottate. In effetti i risultati sperimentali di taglio di materiali metallici si discostano, talvolta anche in maniera notevole, dai valori teorici deducibili dalla 7-42, in dipendenza del fatto che un aggregato policristallino presenta una tensione tangenziale di scorrimento τ_s, non costante ma variabile con la temperatura, con la deformazione, con la velocità di scorrimento, ecc. Un'ulteriore spiegazione di questa differenza tra valori teorici e sperimentali, data da vari ricercatori, si basa su una più attenta analisi delle condizioni che si verificano nel contatto tra truciolo e petto dell'utensile (fin qui considerate di semplice strisciamento). Le condizioni di contatto sono tali da generare una distribuzione delle tensioni normali e tangenziali simile a quella riportata nella figura 7-9: nel tratto AB, dato l'elevato valore della tensione normale, si hanno condizioni di attrito adesivo (par. 5-1-5d) e la tensione tangenziale ha il valore di quella di snervamento: il materiale aderisce al petto e la deformazione avviene all'interno del truciolo stesso (si parla infatti di *zona di scorrimento secondaria*). In questa zona la tensione tangenziale è indipendente da quella normale. Nel tratto BC invece i valori inferiori di tensione normale rendono possibile un normale attrito si scorrimento. Pertanto, sulla base di queste considerazioni, il coefficiente di attrito nella zona AB è superiore a quello della zona BC e quello ricavato da prove sperimentali è un valore medio tra i due. L'ampiezza delle due zone dipende fortemente dalle condizioni di taglio, in particolare dall'angolo γ: un suo aumento riduce il valore medio della tensione normale sul petto e favorisce l'estendersi della zona BC con conseguente riduzione del valore del coefficiente di attrito globale.

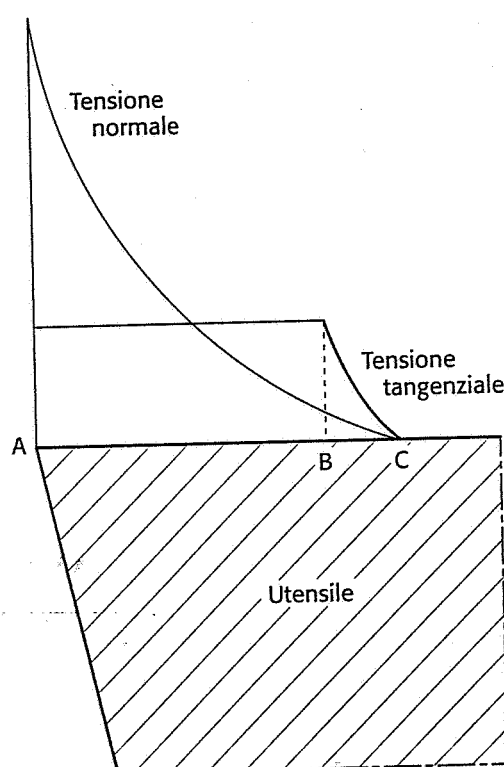



Fig. 7-9 Andamento della tensione normale e della tensione tangenziale nel contatto truciolo-petto dell'utensile.

7-2-3 Un semplice modello upper bound

Sono stati proposti molti altri modelli del processo di formazione del truciolo, basati sulla deformazione plastica localizzata esclusivamente *sul piano* di scorrimento OA, che permettono di ottenere valori teorici dell'angolo di scorrimento e cioè a risolvere il problema della indeterminazione della geometria del processo. Tra i molti si riporta qui di seguito quello, particolarmente semplice, basato sull'applicazione del metodo upper bound (par. 5-3-3) proposto da De Chiffre.

La schematizzazione di tale metodo e il relativo diagramma odografo sono illustrati nella figura 7-10: si suppone che il materiale sia rigido-plastico e che la deformazione abbia luogo per scorrimento del truciolo sul piano di scorrimento OA e sul petto dell'utensile, dove, secondo quanto detto nel paragrafo precedente, si suppone che siano presenti condizioni di attrito adesivo nella zona di lunghezza L.

Fig. 7-10 *a*: Modello Upper-Bound del processo di taglio (De Chiffre); *b*: diagramma odografo.

Pertanto il lavoro nell'unità di tempo necessario per la formazione del truciolo è espresso dalla seguente relazione:

$$W = \mathrm{OA} \cdot k \cdot v_s \cdot l + k \cdot L \cdot v_t \cdot l \qquad (7\text{-}43)$$

dove k è il valore della tensione di snervamento per scorrimento del materiale (par. 5-1-5b) e gli altri simboli hanno il significato descritto nel paragrafo precedente. La (7-43) può anche essere scritta, tenendo conto della (7-14) come:

$$W/(k \cdot s \cdot v \cdot l) = (v_s/v \cdot \mathrm{sen}\Phi) + c \cdot \eta \qquad (7\text{-}44)$$

dove $\eta = L/s$.

Dato che il termine $v.\ \mathrm{sen}\Phi$ rappresenta la velocità normale al piano OA, il termine $v_s/v \cdot \mathrm{sen}\Phi$ rappresenta, secondo la (7-9), la deformazione per scorrimento γ_s.

ISBN 88-408-1028-5

Esprimendo la (7-10) in funzione di c e ricordando la (7-8), la (7-44) si può scrivere come:

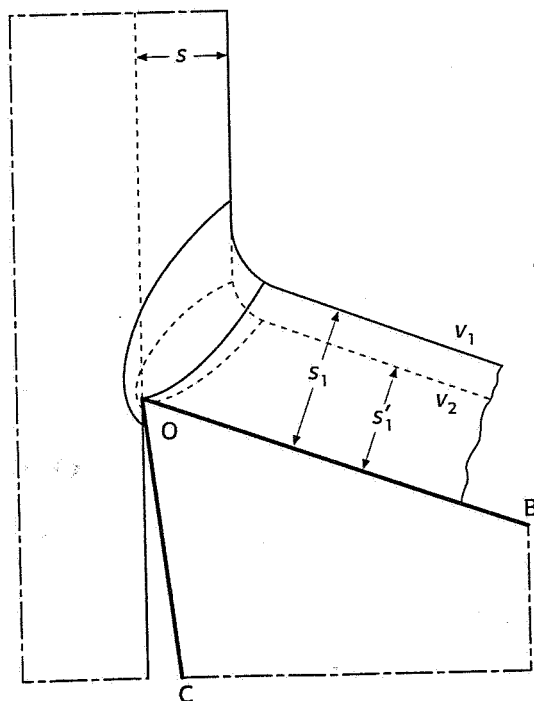
$$W/(k \cdot s \cdot v \cdot l) = 1/c \cdot \cos\gamma + c/\cos\gamma - 2\ \mathrm{tg}\gamma + c \cdot \eta \qquad (7\text{-}45)$$

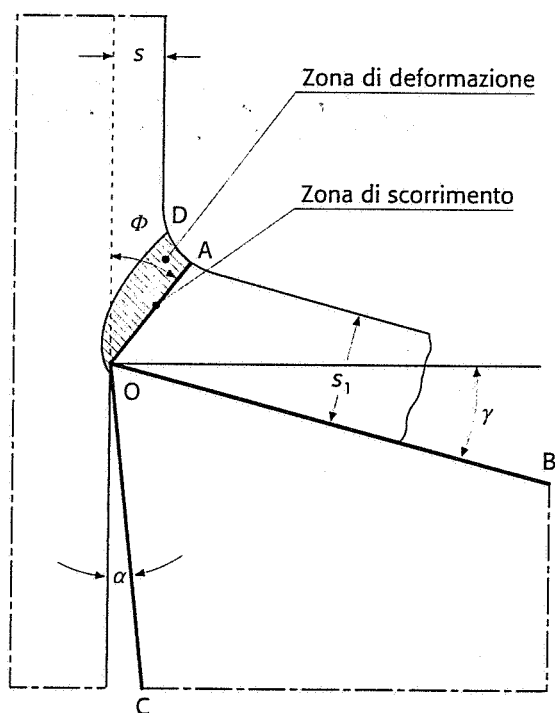
Applicando il principio della minima energia, come nella teoria di Ernst e Merchant, derivando la (7-45) rispetto al parametro c (supponendo che il parametro η sia costante) si trova che la condizione di minimo si ha per:

$$c = 1/\sqrt{1 + \eta \cdot \cos\gamma} \qquad (7\text{-}46)$$

7-2-4 Modello della formazione del truciolo secondo la teoria della plasticità adiabatica

I modelli di formazione del truciolo, basati sullo scorrimento concentrato su un piano OA, come quello di Ernst e Merchant e di molti altri ricercatori, sono incongruenti da numerosi punti di vista: per esempio si suppone l'esistenza, sul *piano di scorrimento,* di una tensione tangenziale massima che deve essere raggiunta dal materiale istantaneamente, non appena esso viene a trovarsi in corrispondenza di tale piano. Inoltre l'ipotesi del *piano di scorrimento* implica anche una discontinuità di velocità del materiale destinato alla formazione del truciolo mentre attraversa detto piano, che deve passare istantaneamente dal valore v a quello v_t, ciò che comporta un'accelerazione infinita. Occorre anche tenere conto del fatto che l'incrudimento del materiale deformato comporta un aumento della resistenza alla deformazione.

Per questi motivi altri ricercatori fanno riferimento a una *zona di deformazione* di larghezza definita, funzione dei più importanti parametri del taglio, in particolare del materiale in lavorazione e della velocità di taglio. Per esempio si è sperimentalmente visto che, con l'aumentare della velocità di taglio, insieme all'aumento del rapporto di taglio c, si ha una riduzione dell'ampiezza della *zona di deformazione* e un suo spostamento verso il petto dell'utensile, come schematizzato in figura 7-11.

Tab. 7-11
Schematizzazione della variazione delle dimensioni e della posizione della zona di deformazione in funzione della velocità di taglio ($v_2 > v_1$).

Una delle teorie che adottano tale schematizzazione, più aderente alla realtà, è quella di Pomey-Carro Cao sulla *plasticità adiabatica*. Detta teoria è basata sull'esistenza, oltre che di una zona di deformazione, di una *zona di scorrimento* (OA in fig. 7-12) perché, trattandosi di materiali metallici policristallini, è logica l'ipotesi che il *piano* abbia un certo spessore (dell'ordine di grandezza di 0,01 mm), funzione del materiale in lavorazione (composizione chimica, ecc.) e dei parametri del taglio.

Tab. 7-12 Modello della formazione del truciolo per scorrimenti piani unidirezionali secondo una zona di scorrimento OA, secondo Pomey-Carro Cao.

Detta teoria ammette inoltre che lo scorrimento avvenga in *condizioni adiabatiche*, ciò che non solamente esclude scambio di calore con l'ambiente, ma anche tra uno strato e l'altro dello stesso materiale; ciascun elemento di volume conserva il calore che in esso si è sviluppato in conseguenza del lavoro di deformazione.

La formazione del truciolo avviene per compressione del metallo sotto l'azione dell'utensile con conseguente deformazione elastica e, successivamente, plastica, una volta raggiunto il valore corrispondente alla tensione tangenziale critica del materiale in lavorazione nelle diverse cristalliti interessanti la *zona di deformazione* indicata con *OAD* nella stessa figura 7-12. Poiché:

- il materiale, sottoposto alla pressione dell'utensile, ha una sola via di flusso, che è quella lungo il petto dell'utensile stesso, e subisce un rigonfiamento (caratterizzante il fattore *c* di ricalcamento del truciolo in fase di formazione) caratterizzato dalla tendenza delle cristalliti, e dei relativi piani atomici, a orientarsi favorevolmente alla direzione dello scorrimento imposto dalla geometria del sistema;
- la velocità di deformazione è decisamente superiore alle velocità di restaurazione e di ricristallizzazione, nonostante l'elevata temperatura esistente nella *zona di deformazione*, il materiale subisce un notevole grado di incrudimento derivante dal bloccaggio delle dislocazioni;

ISBN 88-408-1028-5

- si ha un aumento notevole della tensione tangenziale critica e della temperatura;

è sufficiente, in condizioni adiabatiche, una concentrazione locale di tensioni, imposte dalla geometria del sistema, per fare apparire l'instabilità, localizzata in uno strato ristretto *OA* di *scorrimento facili ad alte temperature* (vedi ancora fig. 7-12). In altre parole, la condizione di instabilità deriva da una concentrazione locale e casuale (1) di tensioni, con conseguente notevole incremento di temperatura che, alle alte velocità di deformazione, può rendere trascurabile l'incrudimento, provocando una riduzione pressoché istantanea della tensione tangenziale critica, con conseguente slittamento rapidissimo dello *strato di scorrimento facile*; questo slittamento tende ad accrescersi naturalmente, data l'adiabaticità del sistema, mentre la sollecitazione si annulla a monte e a valle di OA e il materiale in lavorazione può anche riprendere lo stato elastico.

Nella lavorazione di materiali metallici plastici si realizzano deformazioni molto rapide di notevole entità con conseguenti valori rilevanti di temperatura, che favoriscono l'instabilità con un susseguirsi continuo di formazione di strati paralleli unidirezionali *di scorrimento facile* (fig. 7-34). Il regime viene definito pseudo-stazionario (2); in tutto rigore, nel taglio ortogonale, a velocità costante, in condizioni adiabatiche, non si dovrebbe parlare di regime stazionario o pseudo-stazionario, ma di regime a fluttuazioni pseudo-periodiche; in effetti si ha una fluttuazione di strati di scorrimento facile, diversamente distanziati tra loro, sia pure in modo molto limitato, ciò che è confermato dalle piccole variazioni nello spessore dei festoni di un truciolo che, generalmente, viene definito *continuo* (fig. 7-36).

7-2-5 Il fenomeno del tagliente di riporto

Il fenomeno del tagliente di riporto (*Built Up Edge*, BUE) è legato alle particolari condizioni di attrito adesivo presenti sul petto dell'utensile, già descritte in precedenza. Esso è costituito da un accumulo di metallo, molto incrudito, costituito da strati paralleli successivi sovrapposti di materiale, il cui numero cresce con il progredire della formazione del truciolo, e che si adagiano sul tagliente dando origine a una struttura con convessità sempre maggiore rivolta verso l'alto (fig. 7-13, 7-32 e 7-33).

Il tagliente di riporto (fig. 7-14), sopravanzando il tagliente dell'utensile di una quantità Δa, ha generato la superficie in lavorazione *O"D*; col procedere della lavorazione, il tagliente di riporto, in continua evoluzione, si accresce per strati successivi finché la sua frazione sporgente *O'* raggiunge uno sbalzo tale che, sotto l'azione delle forze di taglio, si distacca dalla massa principale incastrandosi nella superficie

(1) La natura della causa fortuita che fa scattare il meccanismo dell'instabilità può essere ricercata in un'eterogeneità di costituzione interna, di composizione chimica o di struttura, oppure dal nascere di una locale favorevole ripartizione dei campi di tensione provocati dalle dislocazioni, ecc.

(2) La formazione del truciolo viene definita *pseudo-stazionaria* quando ciascun elemento di volume del truciolo ha subito, passando attraverso la *zona di deformazione*, la medesima evoluzione di deformazioni e di temperature dando origine a un truciolo continuo.

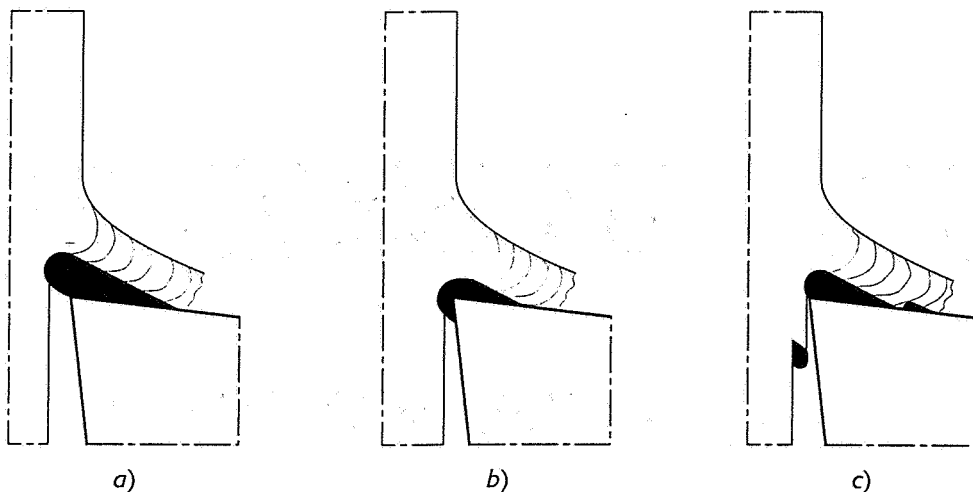



Fig. 7-13 Schematizzazione del tagliente di riporto (Built Up Edge) e sua evoluzione nel tempo.

in lavorazione; l'altra parte del tagliente di riporto è asportata dal truciolo, per effetto delle forze di attrito che si generano alla base del truciolo. Quindi esso cresce di nuovo fino a raggiungere le dimensioni critiche per le quali, di nuovo, si dissocia e il ciclo ricomincia.

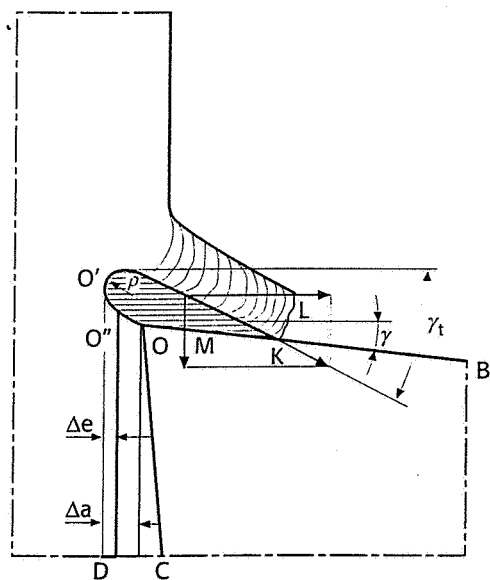



Fig. 7-14 Generazione della superficie in lavorazione e deflusso del truciolo in presenza di tagliente di riporto.

- Δa = sporgenza del tagliente di riporto rispetto al tagliente dell'utensile.
- Δe = ritorno elastico del materiale della superficie in lavorazione.
- γ = angolo di spoglia superiore dell'utensile
- γ_t = angolo di spoglia superiore del tagliente di riporto ($\gamma_t >> \gamma$).

Il fenomeno del tagliente di riporto è tipico delle *basse velocità di taglio* (e quindi delle basse temperature) ed è favorito da una angolo γ basso e nei materiali con elevata tendenza all'incrudimento. La sua presenza provoca peggioramento della rugosità superficiale, per effetto delle sue scaglie periodicamente lasciate sulla superficie.

Inoltre, dato che anche il truciolo porta incastonate scaglie di materiale molto deformato e incrudito che strisciano sul petto dell'utensile, con notevole azione abrasiva, il tagliente di riporto accentua i fenomeni di usura sul petto dell'utensile. Inoltre l' aumento dell'angolo γ causa una riduzione delle forze di taglio.

Con l'aumentare della velocità di taglio le dimensioni del BUE diminuiscono notevolmente, con una sua conseguente maggior stabilità; le scaglie asportate dal truciolo e dalla superficie in lavorazione sono meno frequenti e meno pronunciate, per cui la rugosità migliora nettamente e i fenomeni di usura sul petto sono meno rilevanti. A velocità ancor più elevate, il tagliente di riporto si trasforma nella già

ISBN 88-408-1028-5

descritta zona di *scorrimento secondario*, che rende trascurabile l'usura sulla faccia dell'utensile (si manifestano comunque altri fenomeni di usura, per cui la durata dell'utensile decresce con l'aumentare della velocità).

7-2-6 Forme del truciolo

In relazione al materiale del pezzo in lavorazione e ai parametri del taglio adottati, il truciolo può assumere forme diverse:

- truciolo frammentato discontinuo (*elemental chip*) costituito, in prevalenza, da elementi di truciolo tra loro separati (fig. 7-15);
- truciolo segmentato (*segmental chip*), costituito da un numero di elementi di truciolo più o meno collegati (fig. 7-16);
- truciolo fluente (*flow chip*) nel quale è mantenuta la continuità del materiale (fig. 7-17);
- truciolo continuo (*continous chip*) derivato da una deformazione plastica pseudo-stazionaria nella «zona di scorrimento» (fig. 7-18);
- truciolo ondulato (*wavy chip*): è un truciolo fluente quale risulta da una deformazione che cambia periodicamente nella zona di scorrimento, ma in cui è mantenuta la continuità del materiale (figg. 7-19 e 7-37).

7-3 Aspetti termici del taglio

Gli aspetti termici connessi al processo di taglio sono particolarmente importanti in quanto hanno un effetto determinante soprattutto sull' utensile e sulla sua durata. Con riferimento alla figura 7-20, le zone in cui si sviluppa calore durante il taglio sono:

- nella zona di deformazione a) in corrispondenza al piano di scorrimento si sviluppa il calore derivante dal lavoro di deformazione plastica;
- in corrispondenza del petto (b) dell'utensile si sviluppa calore sia dal lavoro deformazione plastica nella zona di scorrimento secondaria sia da quello delle forze di attrito nella parte in cui si ha scorrimento del truciolo;
- in corrispondenza del fianco (c) dell'utensile si sviluppa ulteriore calore per effetto dell'attrito nello strisciamento sulla superficie in lavorazione.

A parte la quantità di calore dispersa per convezione e irraggiamento, la restante parte si trasmette per conduzione al truciolo, all'utensile e al pezzo. Da varie ricerche sperimentali è stato evidenziato che la maggior parte di questo calore viene trasmesso al truciolo (circa il 70%), mentre una percentuale di circa il 20% si trasmette all'utensile e solo il 10% circa al pezzo. Inoltre è stato dimostrato che la percentuale trasmessa al truciolo aumenta con l'aumentare della velocità di taglio. Nonostante ciò le temperature rilevabili sull'utensile sono più elevate che non quelle sul truciolo. Diverse ricerche effettuate con tecniche di misura locale della temperatura hanno permesso di rilevarne la distribuzione: un esempio è riportato nella figura 7-21. Si noti che la

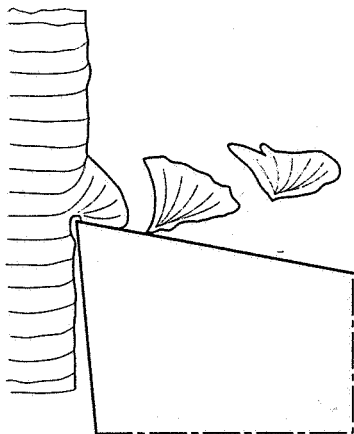



Fig. 7-15 Schema di truciolo frammentato discontinuo (elemental

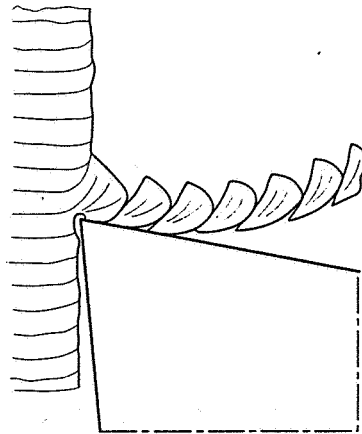



Fig. 7-16 Schema di truciolo segmentato (segmental chip).

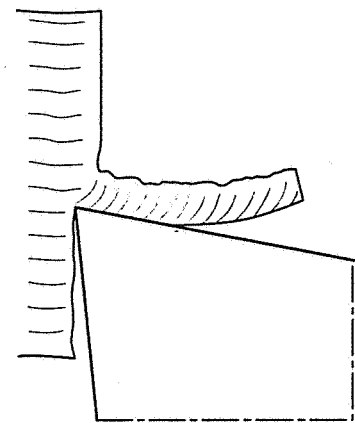



Fig. 7-17 Schema di truciolo fluente (flow chip).

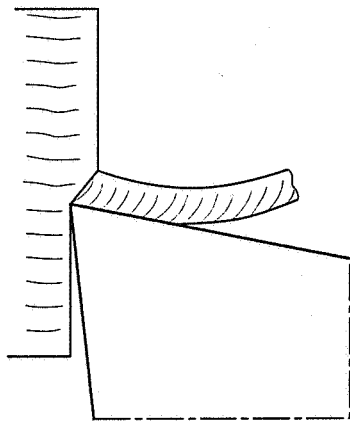



Fig. 7-18 Schema di truciolo continuo (continuous chip).

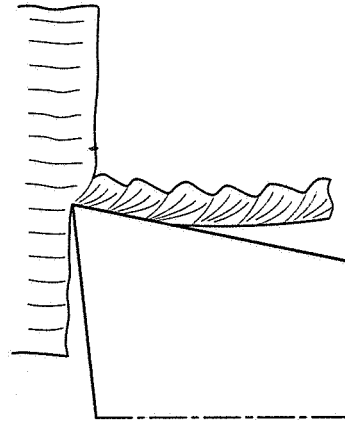



Fig. 7-19 Schema di truciolo ondulato (wavy chip).

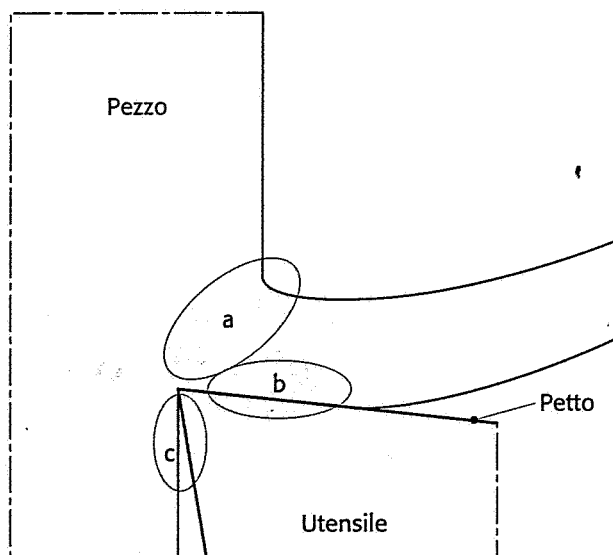



Fig. 7-20 Zone di sviluppo di calore nel processo taglio.

ISBN 88-408-1028-5

massima temperatura non si ha sul tagliente, ma sul petto a una certa distanza dal tagliente. Le elevate temperature sull'utensile impongono un'idonea scelta del materiale dell'utensile stesso, in modo da garantire sufficienti caratteristiche di durezza e di resistenza all'usura in queste gravose condizioni di lavoro (par. 8-1).

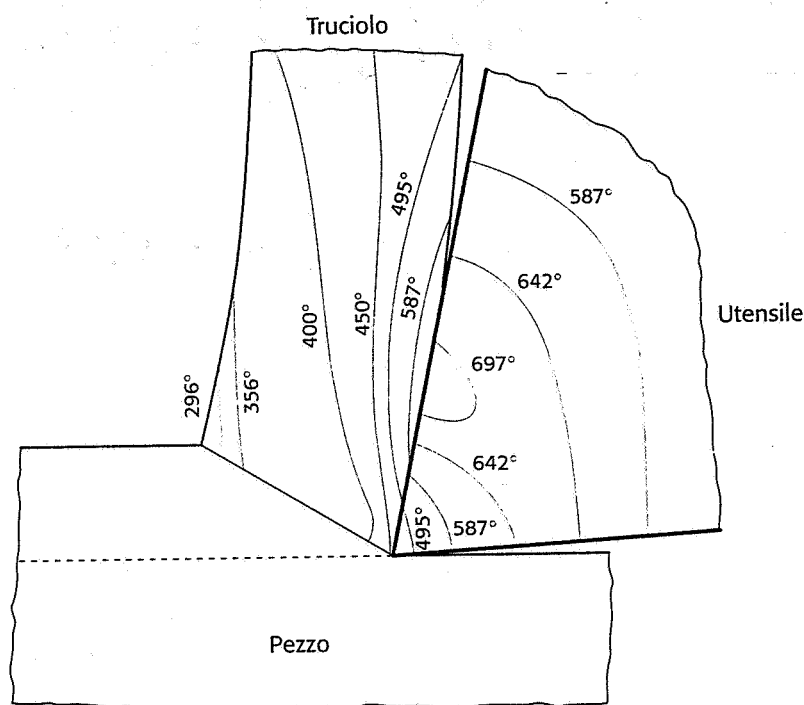



Fig. 7-21 Esempio di distribuzione della temperatura nel processo di taglio (Vieregge).

Nella maggior parte delle lavorazioni per asportazione di truciolo vengono usati *fluidi da taglio* (olio minerale o emulsioni a base acquosa), che irrorano la zona dove si forma il truciolo. La loro funzione è duplice:

- *lubrificazione*: riduzione dell'attrito nel contatto fianco dell'utensile-superficie in lavorazione e nel contatto truciolo-petto.
- *raffreddamento*: asportazione del calore per convezione e riduzione della temperatura sull'utensile e sul pezzo.

Gli effetti *benefici* dei fluidi da taglio sono riassumibili in: riduzione delle forze e della potenza di taglio, aumento della durata dell'utensile e anche, talvolta, miglioramento della finitura superficiale, riduzione delle deformazioni termiche del pezzo e facilità di eliminazione dei trucioli. Tuttavia occorre considerare alcuni aspetti *negativi* quali: effetti fisiologici sull'operatore (irritazioni della pelle, cattivi odori, emissioni di vapori tossici, ecc.), incompatibilità chimica con alcuni materiali da lavorare, costo di smaltimento ecologico. Per questi motivi oggi è diffusa la tendenza all'eliminazione, ove possibile, dei fluidi da taglio (*dry cutting*).

7-4 Il taglio obliquo

7-4-1 Generalità

Il taglio ortogonale è un'utile semplificazione per lo studio del processo di taglio, ma nella pratica avviene in un numero molto limitato di

operazioni di taglio. Nella maggior parte dei casi il taglio avviene in modo molto più complesso, detto *obliquo*, cioè con il tagliente dell'utensile non perpendicolare al vettore velocità di taglio.

Un'ulteriore complicazione nasce dal fatto che in molti casi i taglienti contemporaneamente attivi sono più di uno. Pertanto il problema non può essere studiato in modo bidimensionale, ma solo in tre dimensioni, con conseguente aumento delle difficoltà di schematizzazione. A titolo di esempio si consideri una lavorazione di tornitura, e precisamente un'operazione di cilindratura, cioè di realizzazione di una superficie cilindrica (molte delle considerazioni qui fatte sono valide anche per lavorazioni più complesse). Con riferimento alla figura 7-22a, la superficie lavorata, cioè l'*output* di questa operazione, viene generata grazie ai seguenti *moti*, forniti dalla macchina utensile (tornio, par. 9-2):

- il *moto di taglio*, rotatorio intorno all'asse xx, posseduto dal pezzo;
- il *moto di alimentazione*, rettilineo continuo, parallelo all'asse xx, posseduto dall'utensile;
- il *moto di appostamento*, rettilineo, perpendicolare all'asse xx, posseduto dall'utensile.

Tali moti sono misurati quantitativamente dai *parametri di taglio* e precisamente: il moto di taglio dalla velocità di taglio, il moto di alimentazione dall'avanzamento a [mm/giro] e il moto di appostamento dalla profondità di passata p.

I taglienti dell'utensile sono due, quello *principale* e quello *secondario*, collegati generalmente da un *raccordo* circolare; da un punto di vista puramente geometrico la microgeometria superficiale è di tipo *elicoidale* (dalla combinazione di un moto rotatorio e di uno traslatorio) con profilo dipendente dalla maggiore o minore partecipazione del tagliente secondario e del raggio di raccordo (fig. 7-22b).

Il legame tra taglio obliquo e taglio ortogonale può essere ritrovato effettuando una sezione AA: in tale sezione si ritrova lo schema della figura 7-2, dove il valore della profondità di passata corrisponde alla larghezza l del truciolo e quello dell'avanzamento alla spessore s. Tuttavia la situazione del taglio varia, in questo caso, da sezione a sezione.

7-4-2 Sezione del truciolo

La sezione del truciolo, quantità utilizzata per vari calcoli, è distinguibile in:

- *sezione reale*, cioè la sezione effettiva del truciolo dopo il distacco dal pezzo in lavorazione, deformata quindi dal processo di taglio; essa presenta un maggior spessore s_1, e talvolta anche modificazioni di larghezza l_1 a causa del flusso laterale (fig. 7-23):

$$Sr = s_1 \cdot l_1; \tag{7-47}$$

- *sezione teorica*, espressa *approssimativamente* dal prodotto dell'avanzamento a per la profondità di passata p (fig.7-22a). Risulta quindi:

$$S = a \cdot p \tag{7-48}$$

ISBN 88-408-1028-5

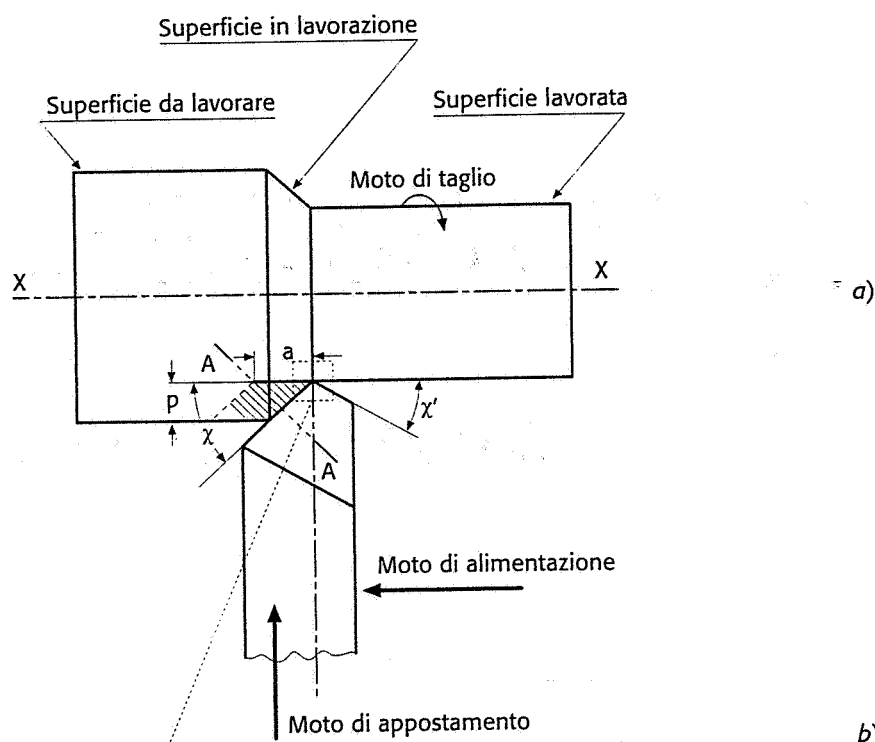
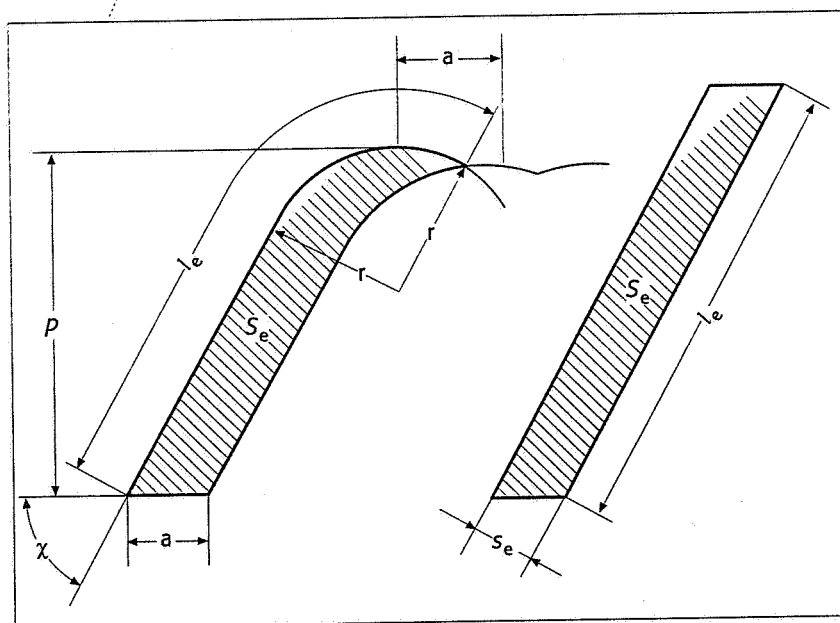



Fig. 7-22 Esempio di taglio obliquo: lavorazione di tornitura per realizzazione di una superficie cilindrica. *a*) definizione dei moti e parametri di taglio; *b*) meccanismo di formazione della microgeometria superficiale e sezioni del truciolo.

- *sezione equivalente*: area del parallelogramma di cui un lato è pari alla lunghezza l_e del profilo dell'utensile in presa col materiale in lavorazione (larghezza del truciolo equivalente) e l'altezza pari allo spessore s_e (spessore del truciolo equivalente). La sezione equivalente risulta pertanto:

$$S_e = s_e \cdot l_e \,. \tag{7-49}$$

Il valore di s_e è dato dal rapporto tra la *sezione teorica* del truciolo (in quanto, in pratica, è possibile considerare $S_e = S$) e la larghezza del truciolo equivalente le:

$$s_e = \frac{S}{l_e} = \frac{a \cdot p}{l_e} \tag{7-50}$$

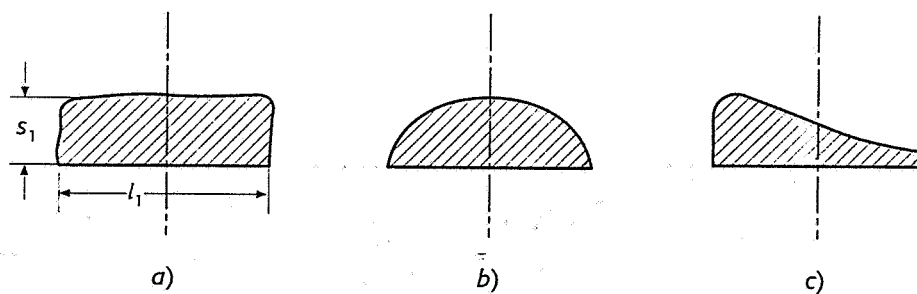



Fig. 7-23 Sezioni reali del truciolo:
a) truciolo simmetrico con spessore uniforme;
b) truciolo simmetrico con spessore variabile;
c) truciolo asimmetrico.

La larghezza del truciolo equivalente l_e può essere dedotta, caso per caso, a seconda del profilo dell'utensile impegnato nel taglio, come descritto nel paragrafo 8-3-9. Essa offre il vantaggio di combinare nella singola variabile l_e, mediante una delle relazioni matematiche riportate al paragrafo 8-3-9, le variabili p, a, r, χ e χ' (angoli di registrazione, par. 8-3-9).

7-4-3 Forze di taglio e loro valutazione

Tutte le relazioni riportate nel paragrafo 7-2-2, determinate in condizioni di taglio ortogonale, possono essere applicate, secondo Merchant, anche in condizioni di *taglio obliquo,* purché la porzione di tagliente secondario interessato al taglio sia piccola rispetto a quella del tagliente principale e la curvatura della superficie lavorata non sia eccessivamente grande; è questo, ad esempio, il caso di una lavorazione di tornitura di un elemento di diametro non troppo piccolo, con profondità di passata grande rispetto all'avanzamento.

Tuttavia, sia la presenza di una ulteriore componente della forza di taglio, sia la indisponibilità dei dati numerici necessari, fanno oggi preferire formule di origine sperimentale per il calcolo delle componenti della forza di taglio.

Nel taglio obliquo la risultante della forza di taglio può essere decomposta nelle tre componenti (fig. 7-24):

- resistenza all'avanzamento F_x;
- forza di repulsione F_y;
- forza principale di taglio F_z.

Il valore di tali componenti dipende, oltre che dal materiale lavorato, dalla geometria dell'utensile (cap. 8) e dai parametri di taglio.

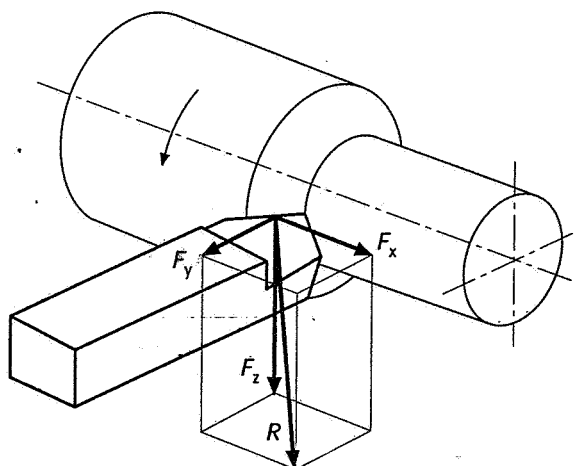



Fig. 7-24 Componenti della forza di taglio nel caso generale di taglio obliquo.

ISBN 88-408-1028-5

Nel diagramma di figura 7-25 è riportato, per esempio, l'andamento della forza principale di taglio F_z in funzione della *velocità di taglio v*. L'iniziale anomalia della curva, generalmente discendente, presente nel tratto OAB è dovuta all'apparizione del tagliente di riporto, che riduce la forza di taglio a causa dell'aumentato angolo γ e della ridotta lunghezza della zona di contatto fra truciolo e petto. Nel punto B il tagliente di riporto è praticamente scomparso. Nel tratto BC la forza di taglio diminuisce per la maggiore temperatura sia nella zona di scorrimento sia all'interfaccia, con conseguente maggiore deformabilità del materiale. Oltre il punto C la forza è poi indipendente dalla velocità.

Curve analoghe, se pure più appiattite, si hanno per la resistenza all'avanzamento F_x e per la forza di repulsione F_y.

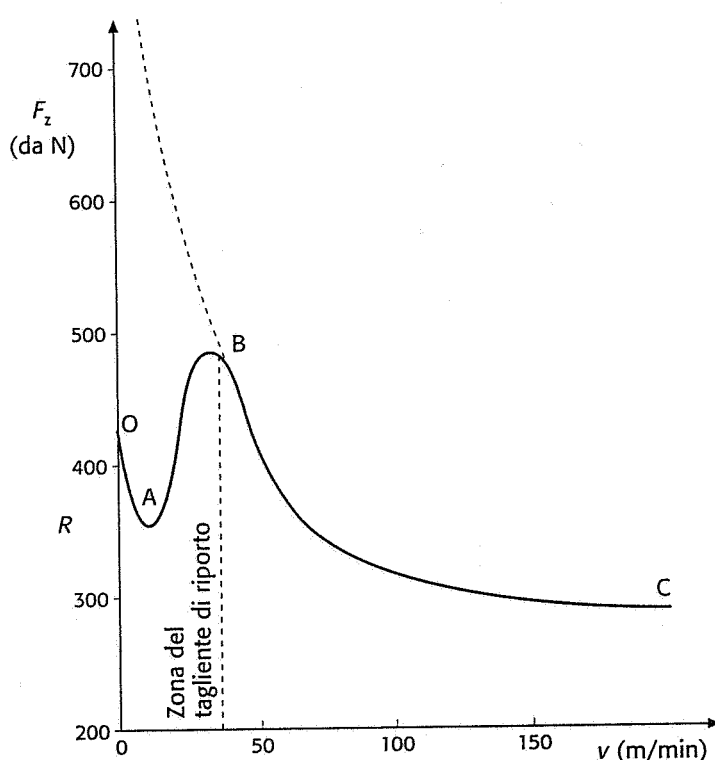



Fig. 7-25 Andamento della forza principale di taglio F_z, in funzione della velocità di taglio v.
Materiale lavorato: UNI-C40; utensile ISO-P10; $\psi = 30°$; $\lambda = 0°$; $\gamma = 6°$; $\alpha = 6°$; $r =$ 0,8 mm; $p = 4$ mm; $a = 0{,}4$ mm/giro.

Nella figura 7-26 è riportato l'andamento delle componenti della forza di taglio in funzione *dell'angolo γ di spoglia superiore*; le componenti diminuiscono con l'aumentare di γ (quindi, ad esempio a pari velocità di taglio e di potenza disponibile sul mandrino, con angolo γ di spoglia superiore negativo si può asportare una minor sezione di truciolo).
L'andamento delle componenti della forza di taglio in funzione *dell' angolo ψ del tagliente principale* (par. 8-3-5) risulta invece dalla figura 7-27.

La dipendenza della forza principale di taglio dalla *sezione del truciolo* è data dalla relazione:

$$F_z = p_t \cdot S \text{ [N]} \tag{7-51}$$

dove:
p_t = pressione di taglio [N/mm²];
S = sezione del truciolo = $a \cdot p$ [mm²].

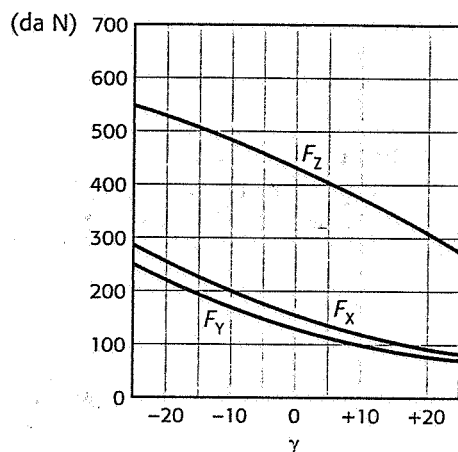



Fig. 7-26 Andamento delle componenti della forza di taglio in funzione dell'angolo γ di spoglia superiore.
Materiale lavorato: UNI-C40;
utensile ISO-P10;
$\psi = 30°$; $\lambda = 0°$;
$\gamma = 6°$; $\alpha = 6°$;
$r = 0{,}8$ mm; $p = 4$ mm;
$a = 0{,}5$ mm/giro.

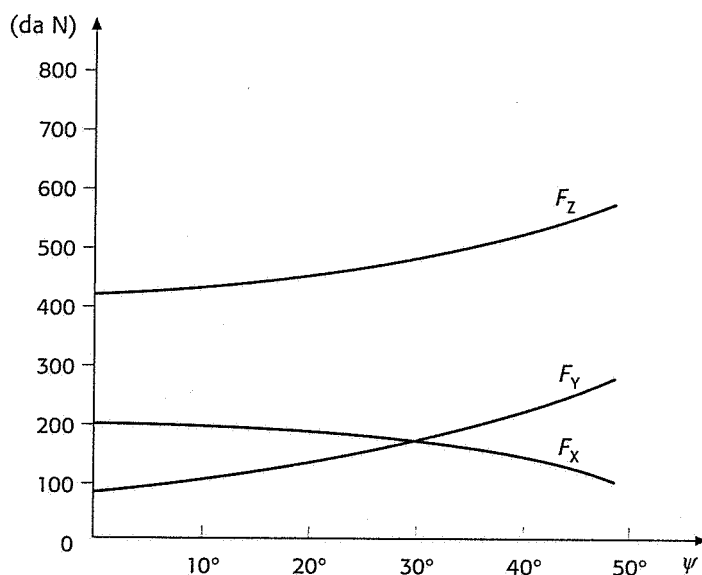



Fig. 7-27 Andamento delle componenti della forza di taglio in funzione dell'angolo ψ del tagliente principale.
Materiale lavorato: UNI-C50; Materiale utensile UNI-X75W18;
$\lambda = 0°$; $\gamma = 10°$; $\alpha = 6°$;
$r = 0{,}8$ mm; $p = 4$ mm;
$a = 0{,}9$ mm/giro; $v = 20$ m/min.

La *pressione di taglio* p_t, definita dalla (7-51) come il rapporto tra la forza principale di taglio F_z e la *sezione del truciolo* S, è data, secondo Kronenberg, dalla relazione:

$$p_t = p_s \cdot S^{-\frac{1}{n}} \tag{7-52}$$

dove n è una costante che dipende dalla natura del materiale tagliato (tab. 7-1); mentre p_s *è la pressione specifica di taglio*, cioè la pressione di taglio corrispondente a una sezione unitaria del truciolo (S = 1 mm^2). Kronenberg propone per gli acciai:

$$p_s = 2{,}4\, R_m^{\;0{,}454} \cdot \beta^{0{,}666} \text{ [da N/mm}^2\text{]} \qquad (7\text{-}$$

dove R_m [da N/mm^2] è la resistenza α trazione, e β è l'angolo di dell'utensile ($\beta = 90° - \gamma - \alpha$); e per le ghise:

$$p_s = 0{,}9\, HB^{0{,}4} \cdot \beta^{0{,}666} \text{ [da N/mm}^2\text{]}$$

dove HB [da N/mm^2] è la durezza Brinell della ghisa. Per riali può essere utilizzata la tabella 7-2.

ISBN 88-408-1028-5

Acciai	Ghise	Ottoni	Leghe di Alluminio
0,197	0,137	0,255	0,060

Tab. 7-1 Valori della costante 1/n secondo Kronenberg.

MATERIALE	Durezza Brinell HB [da N/mm²]	Pressione specifica di taglio p_s [da N/mm²]
Ottone	80 ÷ 120	70 ÷ 90
Bronzo	60 ÷ 70	80
Alluminio e leghe	65 ÷ 70	55
Leghe ultraleggere	50 ÷ 60	25

Tab. 7-2 Valori della pressione specifica di taglio.

Boston propone per l'acciaio:

$$p_s = 118 + 8r + 1,7R_m - \gamma (1 + 0,14\, R_m) \quad [\text{da N/mm}^2] \qquad (7\text{-}55)$$

e per la ghisa:

$$p_s = 53 + 8r + 0,275\ \text{HB} - \gamma (0,64 + 0,0019\ \text{HB})\ [\text{da N/mm}^2] \qquad (7\text{-}56)$$

dove r [mm] è il raggio di raccordo tra il tagliente principale e il tagliente secondario.

La (7-51) può essere allora scritta:

$$F_z = p_s \cdot S^{1-1/n} \qquad (7\text{-}57)$$

La relazione (7-57) mette in evidenza che la forza di taglio aumenta con l'aumentare della sezione del truciolo, ma meno che proporzionalmente, a parità di ogni altra condizione. Ciò dipende dal fatto che la forza principale di taglio dipende in maniera lineare dalla profondità di passata in taglio ortogonale e, in maniera approssimativamente lineare, in condizioni di taglio vincolato, se il raggio di raccordo r tra il tagliente principale e il tagliente secondario è piccolo rispetto alla profondità di passata (in quanto risultano piccole le forze perturbatrici provocate dall'influenza, sul taglio, del raggio di raccordo).

Nei riguardi dell'avanzamento, la F_z cresce meno rapidamente di a, agli avanzamenti non troppo elevati, in conseguenza delle forze perturbatrici conseguenti alla presenza del raggio di raccordo tra il petto e il fianco dell'utensile, di attrito in corrispondenza del fianco dell'utensile, di eventuale tagliente di riporto, ecc.

Queste considerazioni spiegano la diminuzione della pressione di taglio con l'aumentare della sezione del truciolo come risulta dalla (7-52).

Si può concludere che una relazione del tipo:

$$F_z = p_s \cdot a^s \cdot p^x \qquad (7\text{-}58)$$

per cui risulta:

$$p_t = \frac{F_z}{a \cdot p} = p_s \cdot a^{s-1} \cdot p^{x-1} \qquad (7\text{-}59)$$

che tiene conto, separatamente, della profondità di passata e dell'avanzamento risulta (almeno per avanzamenti non troppo elevati) più rispondente di quella di Kronenberg, nella quale interviene unicamente la sezione del truciolo. Per quanto detto sopra si assegna a x il valore 1, mentre l'esponente dell'avanzamento ha un valore assai prossimo a 0,825.

Alcuni ricercatori hanno proposto di introdurre, nella (7-58), un fattore correttivo che tenga conto anche dell'influenza dell'angolo ψ del tagliente principale:

$$F_z = p_s \cdot a^s \cdot p \cdot \left(\frac{\cos 45°}{\cos\psi}\right)^z \tag{7-60}$$

dove all'esponente z viene attribuito il valore 0,18.

7-5 Tecniche sperimentali per lo studio del processo di taglio

Nel corso degli anni moltissimi studi sono stati effettuati con lo scopo di meglio comprendere i fenomeni che stanno alla base del processo di formazione del truciolo e di trovare valide relazioni tra i numerosi parametri coinvolti. Soprattutto nel caso del taglio ortogonale sono stati proposti numerosi modelli, alcuni dei quali descritti nei paragrafi precedenti, mentre nel caso più generale del taglio obliquo, le molto maggiori difficoltà hanno impedito la costruzione di validi modelli. Il processo di formazione del truciolo è molto più complesso di altri processi di deformazione plastica e per la sua comprensione non è possibile fare a meno di ricerca sperimentale, purtroppo resa difficile dalle condizioni operative stesse quali limitatezza delle dimensioni della zona di deformazione, elevata velocità di deformazione, difficoltà di misura di alcune grandezze durante il processo, presenza di fluido da taglio, ecc. Nei paragrafi che seguono vengono descritte alcune delle tecniche sperimentali più note in questo settore.

7-5-1 Misura delle forze di taglio

La misura delle componenti della forza di taglio F_x, F_y, F_z viene generalmente effettuata mediante *dinamometri* sui quali viene montato l'utensile o il pezzo a secondo della lavorazione. Le caratteristiche dei dinamometri adatti per questa misura devono essere tali da perturbare il meno possibile il fenomeno del taglio e cioè: massima *rigidezza statica* (freccia di deformazione massima circa 10 μm), sufficiente *sensibilità* dello strumento, *frequenza propria* (*rigidezza dinamica*) più lontana possibile dalla frequenza di vibrazione del sistema macchina-pezzo-utensile e da quella provocata dal fenomeno della formazione del truciolo; anche la rigidezza dinamica deve quindi essere elevata (molti sperimentatori consigliano valori della frequenza propria del dinamometro > 3000 Hz).

Inoltre ai dinamometri sono richieste le seguenti altre importanti caratteristiche: assenza di sensibilità trasversale (influenza mutua tra le componenti della forza), linearità, insensibilità alle variazioni di temperatura, insensibilità alle variazioni di umidità, stabilità nel tempo della taratura dello strumento, idoneità all'impiego con fluidi da taglio.

ISBN 88-408-1028-5

Uno dei dinamometri più comuni è quello a *strain gauges* (estensimetri): in esso la misura della deformazione della struttura del dinamometro, legata alla forza tramite idonea taratura iniziale, viene effettuata mediante resistenza elettriche (estensimetri) incollate sulla superficie della struttura stessa e opportunamente collegate tra loro in un ponte di misura. La deformazione della struttura provoca così una variazione di lunghezza degli estensimetri con conseguente variazione della loro resistenza elettrica, rilevabile dal ponte di misura.

Un esempio di dinamometro a due componenti basato su questo principio, che consente anche il rilevamento contemporaneo della temperatura di taglio, è illustrato nella figura 7-28.

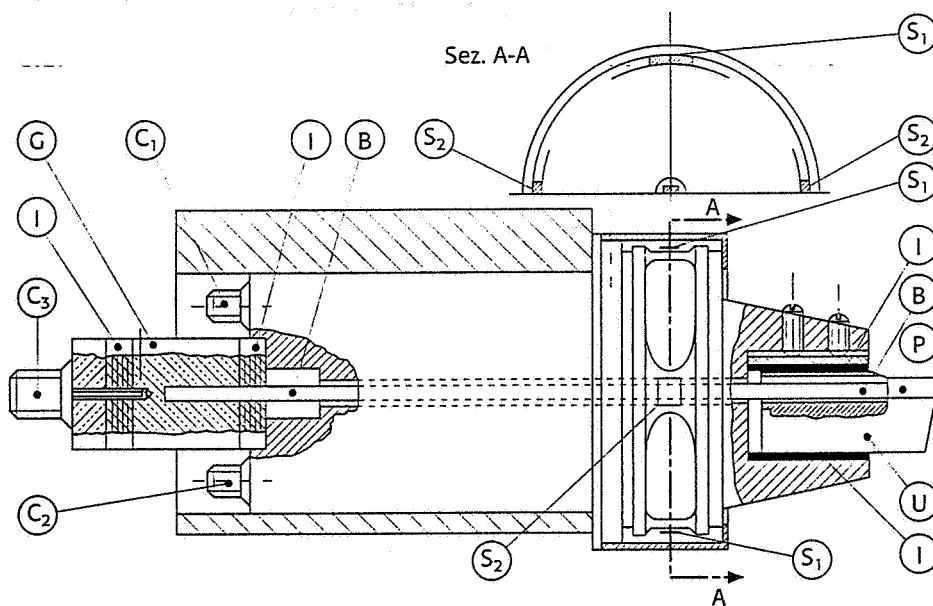



Fig. 7-28 Dinamometro a due componenti con estensimetri elettrici (strain gauges): consente il rilevamento contemporaneo della temperatura di taglio. U = utensile con placchetta P in carburi sinterizzati; B = barretta in carburi sinterizzati; G = giunto freddo in rame; I = isolante elettrico, C_1 = connettore relativo a F_z; C_2 = connettore relativo a F_x; C_3 = connettore per il rilevamento della temperatura di taglio; S_1 = strain-gauge relativo a F_z; S_2 = strain-gauge relativo a F_x.

Migliori prestazioni in termini di rigidezza statica e dinamica e di sensibilità trasversale possono essere ottenute con i dinamometri *piezoelettrici*, basati sulle proprietà di alcuni cristalli di generare cariche elettriche di polarizzazione su superfici opposte se sottoposti a pressione. Un esempio di dinamometro piezoelettrico per tornitura è illustrato nella figura 7-29. Un certo numero di lamine di quarzo, tagliate in modo che l'effetto piezoelettrico si manifesti secondo una sola direzione, sono disposte, orientate tutte parallelamente, in un anello che risponde alle forze secondo una sola direzione (fig. 7-29*a*). Due di tali anelli con i loro assi elettrici orientati a 90° tra loro formano un elemento misuratore di due componenti (F_x e F_y) della forza di taglio (fig. 7-29*b*).

Tre di tali anelli con i loro assi elettrici orientati come in figura 7-29*a* costituiscono un'unità di misura a tre componenti. Un certo numero di queste unità a tre componenti può essere bloccata tra due piastre, una inferione e una superiore, sotto un alto precarico (fig. 7-29*c*).

7-5-2 Le prove di taglio bruscamente interrotto

La prova di taglio *bruscamente interrotto (quick-stop-test)*, può essere definita una prova di taglio in cui la velocità di taglio e l'avanzamento sono ridotti «istantaneamente» a zero (il significato del termine «istantaneamente» sarà ulteriormente precisato).

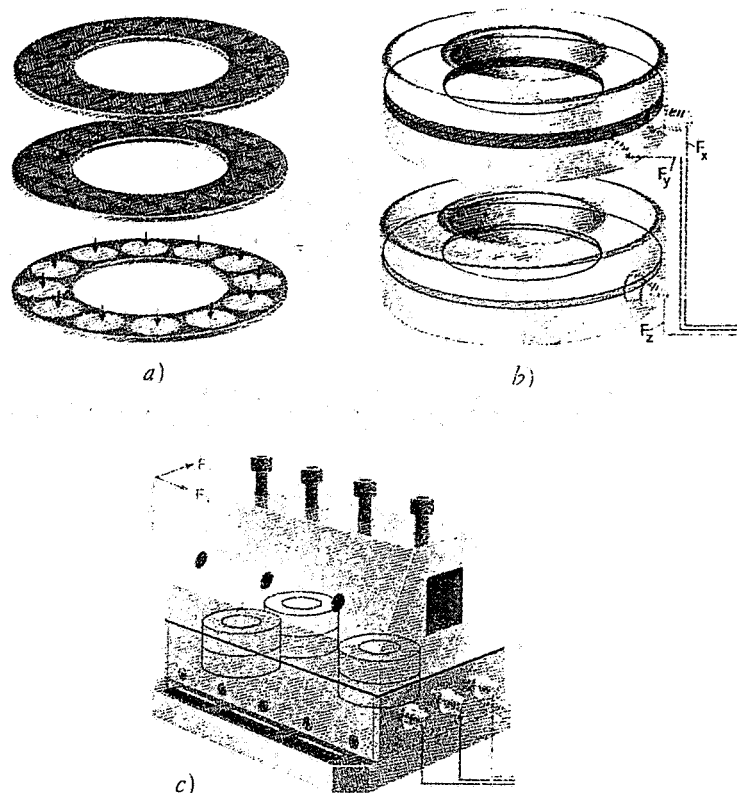



Fig. 7-29 Dinamometro di tipo piezoelettrico (cortesia ditta Kistler).

Le prove di *quick-stop* sono indispensabili per lo studio del meccanismo della formazione del truciolo e, in particolare, per gli studi sui fenomeni che si verificano nella zona di deformazione durante la formazione del truciolo, per gli studi sul tagliente di riporto, sulla sua forma e dimensioni, per gli studi sullo spessore effettivo del truciolo, sull'angolo ϕ di scorrimento, per le possibili indicazioni sulle condizioni tecnologiche ottimali della formazione del truciolo, ecc. I dispositivi per la realizzazione di prove di taglio bruscamente interrotto consentono di «congelare» l'azione di formazione del truciolo e successivamente di analizzare la reale condizione strutturale della «radice del truciolo» mentre si sta formando con predeterminati parametri fondamentali del taglio (v, a, p).

Alcune delle proprietà più importanti di un dispositivo per prove di *quick-stop* sono le seguenti:

- elevato grado di ripetibilità delle prove;
- permettere le prove alle basse e alle grandi velocità di taglio, con utensili in acciaio rapido, in carburi sinterizzati, in ceramica;
- permettere le prove con avanzamenti compresi tra 0,1 e 1 mm/giro;
- permettere prove di taglio ortogonale, con una durata standard di 20 secondi, a tutte le velocità e nel campo degli avanzamenti prima ricordàto;
- permettere il rilevamento delle componenti della forza di taglio, della temperatura di taglio ed, eventualmente, delle vibrazioni sull'utensile;
- avere una rigidezza tale da non falsare le condizioni di rigidezza del sistema macchina-pezzo-utensile;

ISBN 88-408-1028-5

- non provocare la rottura del truciolo, né la sua deformazione in vicinanza nella radice, per non falsare le condizioni di *taglio congelato*;
- consentire che la porzione del truciolo aderente alla radice non abbia lunghezza inferiore a 10 o, meglio, 15 mm, per consentire la completa visione del fenomeno di prima formazione e di successivo sviluppo del truciolo.

Tra le varie soluzioni costruttive si riporta quella denominata *Pisa 3*, con caratteristiche tali da permetterne l'impiego in operazioni di tornitura, fino a velocità di taglio superiori a 1000 m/min.

Le figure 7-30 e 7-31 mostrano lo schema e la foto del dispositivo montato su un tornio parallelo.

La parte superiore è costituita dall'apparecchiatura gasdinamica, comprendente anche il dispositivo di sparo, montata sulla torretta portautensili. Una cartuccia viene colpita da un percussore, azionato da un dispositivo elettromeccanico comandato automaticamente dal carro portautensili dopo una lunghezza di lavorazione predeterminata. I proiettili di acciaio indeformabile aventi una massa di 20 g, raggiungono una velocità finale superiore a 100 m/s. Sulla torretta del tornio è fissato il portautensile entro il quale è inserito un utensile a barretta avente una sezione di 4 × 8 mm e una lunghezza minima di 30 mm.

Un micro-switch, posizionato sulla corsa del carro trasversale, al termine della corsa di lavoro programmata, determina sia l'azionamento della spoletta, che provoca l'esplosione della cartuccia e l'accelerazione del proiettile, sia l'arresto del moto di avanzamento trasversale del carro.

Dato che la prova di quick-stop deve fornire un quadro che rispecchi fedelmente le reali condizioni del fenomeno, nell'istante in cui esso si verifica, è molto importante che il tempo di arresto sia tale da non falsare, in maniera apprezzabile, le effettive condizioni del processo di taglio che si hanno all'istante del quick-stop stesso: in genere si considera valido un tempo di arresto inferiore al tempo di strisciamento del truciolo, cioè riferito al 10% della lunghezza di contatto truciolo-utensile (lunghezza di contatto che, in prima approssimazione, può essere considerata dell'ordine di grandezza di 1 mm).

Il campione di truciolo con la sua radice, separato dal pezzo al termine della prova, è destinato a materializzare la situazione che si determina nel processo di formazione del truciolo in un istante determinato: per questo scopo il campione viene inglobato in un supporto di resina, lucidato con apposite paste abrasive e attaccato chimicamente secondo la tecnica della *analisi metallografica*, onde poterlo osservare al microscopio.

Poiché l'esame strutturale serve per la ricostruzione del meccanismo della formazione del truciolo in condizioni determinate di taglio, si può riconoscere l'opportunità di evidenziare tutte le manifestazioni rilevabili dei fenomeni che si verificano durante il taglio, ciò che può essere fatto, ad esempio, mediante la misura delle componenti della forza di taglio e della temperatura di taglio.

Risultati tipici ottenuti in queste prove sono riportati nelle figure 7-32,7-33.7-34,7-35,7-36,7-37,7-38.

Particolari leghe permettono di mettere in evidenza i fenomeni connessi alla formazione del truciolo. Per esempio Jovane e Backofen hanno messo a punto una lega Fe-Ni-C (18,5% Ni; 0,52% C) che si è

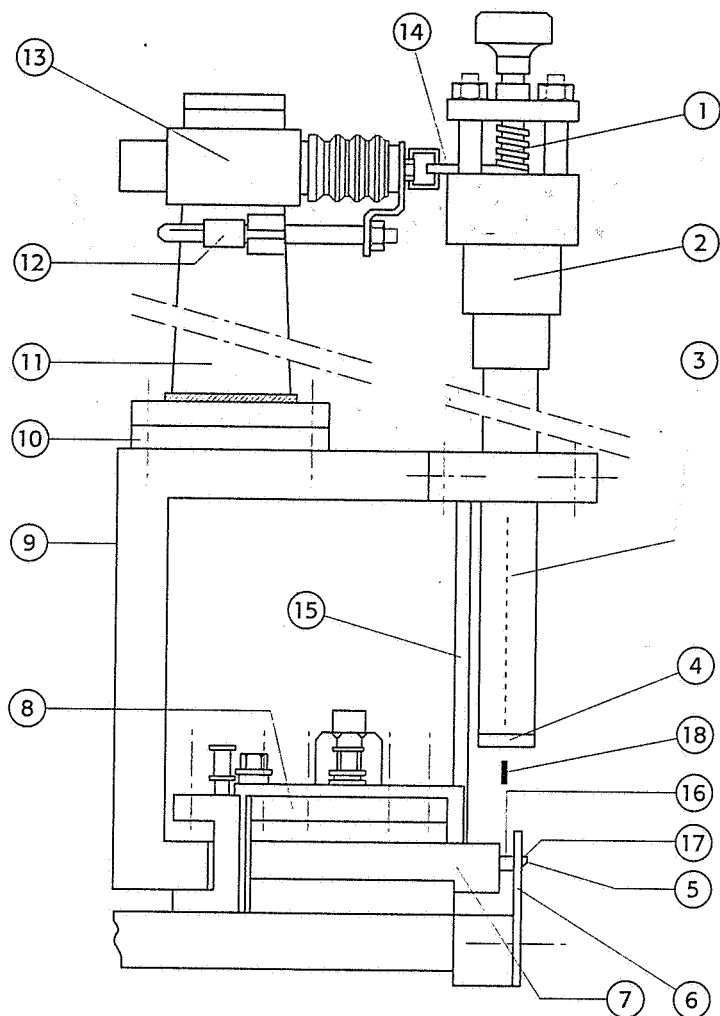



Fig. 7-30 Schema del dispositivo di quick-stop *Pisa 3*.

1) Percussore
2) Camera di scoppio
3) Cannone Ø 6 mm
4) Dispositivo per la misura della velocità di uscita del proiettile
5) Utensile
6) Schermo di protezione
7) Portautensile
8) Torretta portautensile
9) Supporto
10) Distanziale
11) Supporto
12) Micro-switch per il comando dell'arresto dell'avanzamento
13) Elettromagnete, controllato da micro-switch posto sulle guide del tornio
14) Spoletta
15) Piastra di irrigidimento
16) Zona di impatto fra proiettile ed utensile
17) Zona di taglio
18) Proiettile.

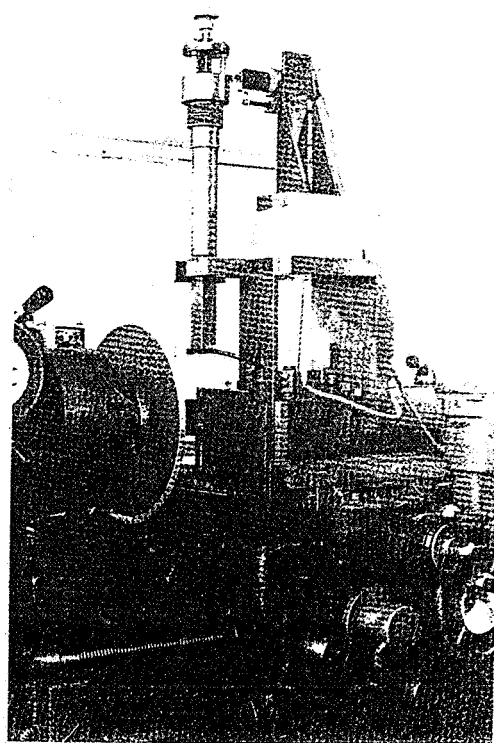



Fig. 7-31 Veduta d'insieme dell'apparecchiatura *Pisa 3*.

ISBN 88-408-1028-5

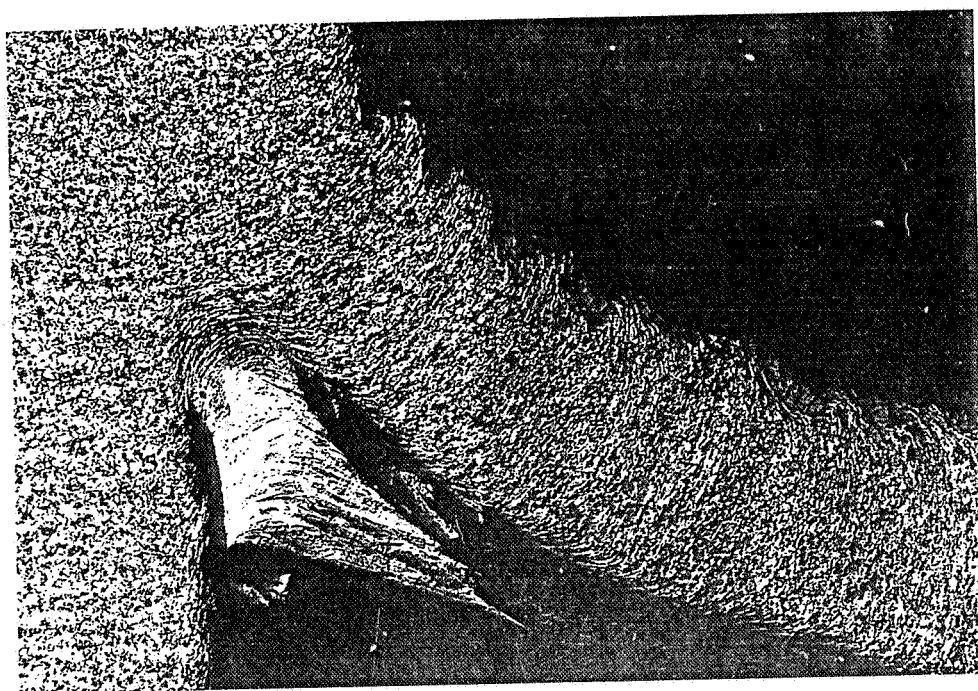



Fig. 7-32 Prova di *quick-stop* in condizioni di taglio ortogonale.
- Materiale lavorato: acciaio al Cr-Mo, con struttura ferrite-perlite-lamellare;
- materiale utensile: acciaio super rapido (Sodefors: 10-4-2 + 10% Co);
- velocità di taglio: $v = 5$ m/min;
- avanzamento: $a = 0{,}410$ mm/giro;
- $p = 3$ mm; $\gamma = 20°$; $\alpha = 6°$.

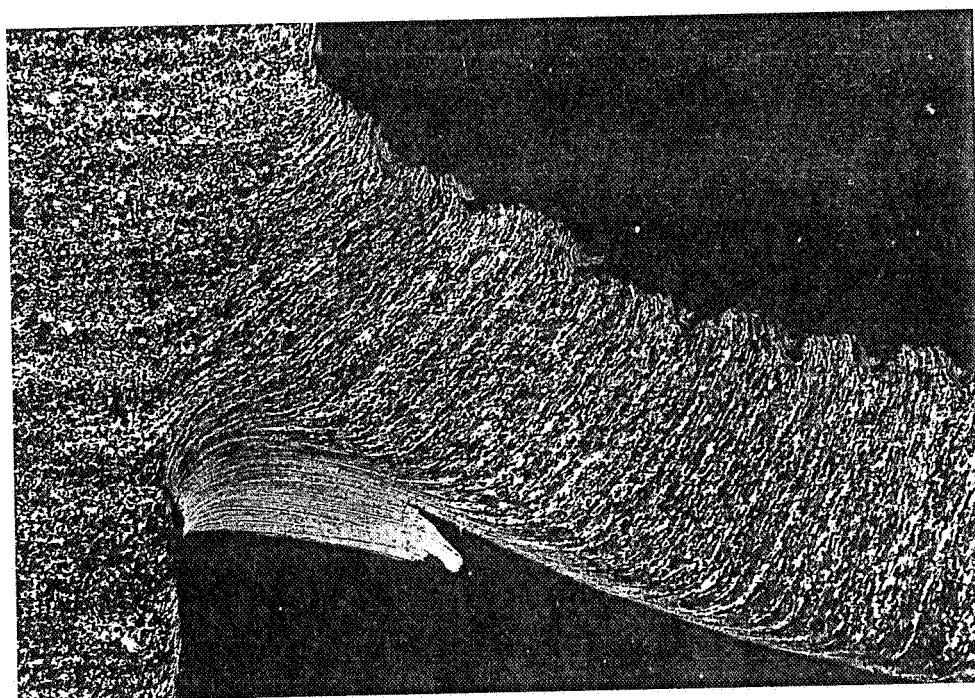



Fig. 7-33 Prova di *quick-stop* in condizioni di taglio ortogonale.
- Materiale lavorato: acciaio al Cr-Mo, con struttura ferrite-perlite-lamellare;
- materiale utensile: acciaio super rapido (Sodefors: 18-4-2 + 10% Co);
- velocità di taglio: $v = 10$ m/min;
- avanzamento: $a = 0{,}410$ mm/giro;
- $p = 3$ mm; $\gamma = 20°$; $\alpha = 6°$.

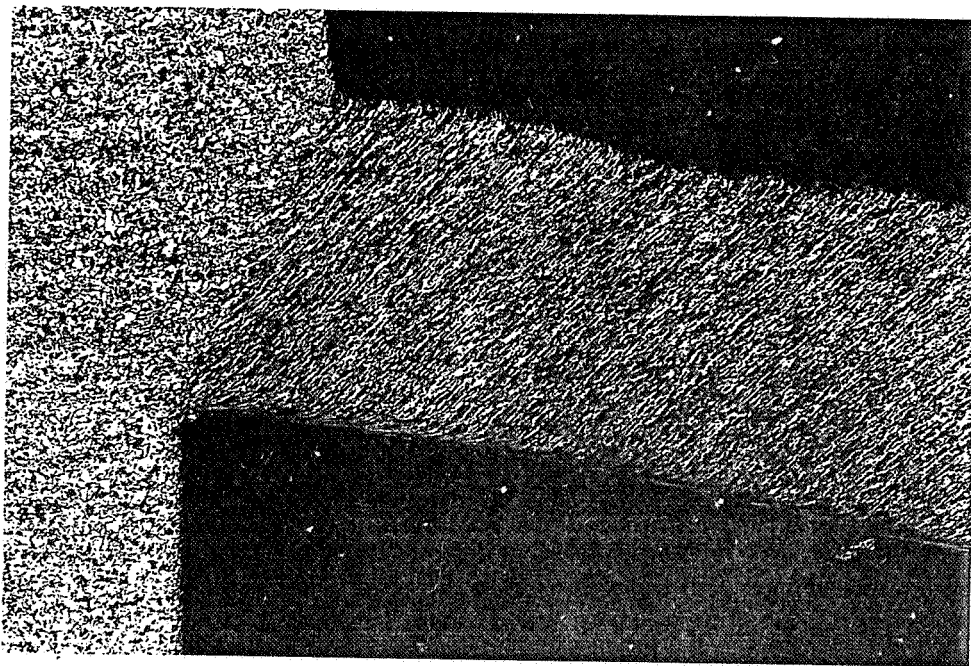



Fig. 7-34 Prova di *quick-stop* in condizioni di taglio ortogonale.
- Materiale lavorato: acciaio al Cr-Mo, con struttura ferrite-perlite-lamellare;
- materiale utensile: carburi sinterizzati ISO-P10 (Widia TT 10);
- velocità di taglio: $v = 65$ m/min;
- avanzamento: $a = 0{,}410$ mm/giro;
- $p = 3$ mm; $\gamma = 6°$; $\alpha = 6°$;
- rapporto di taglio: c = ~ 0,44

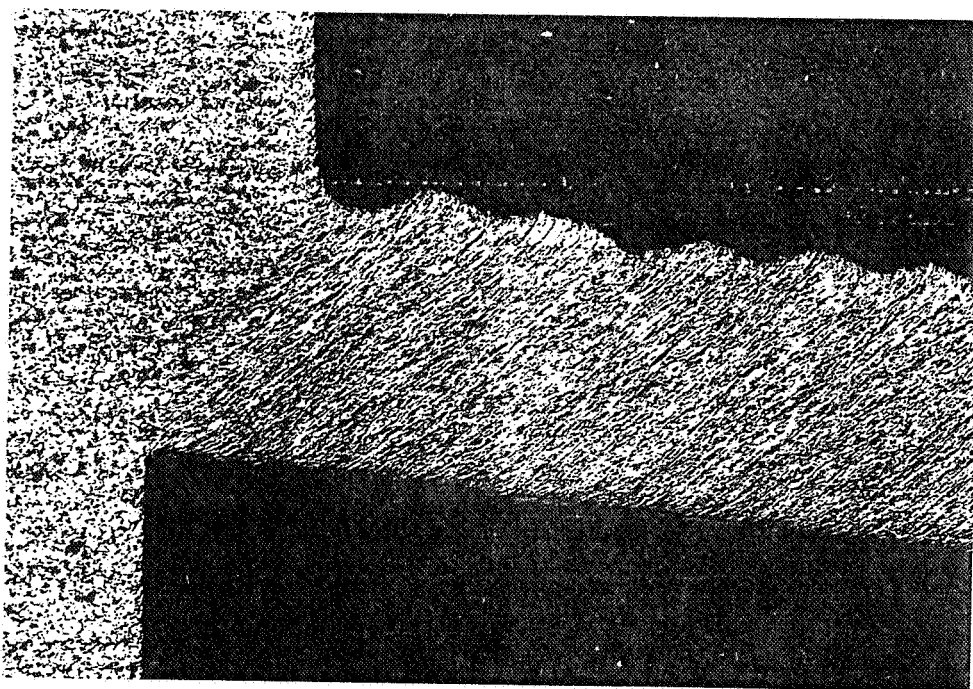



Fig. 7-35 Prova di *quick-stop* in condizioni di taglio ortogonale.
- Materiale lavorato: acciaio al Cr-Mo, con struttura ferrite-perlite-lamellare;
- materiale utensile: carburi sinterizzati ISO-P10 (Widia TT 10);
- velocità di taglio: $v = 150$ m/min;
- avanzamento: $a = 0{,}410$ mm/giro;
- $p = 3$ mm; $\gamma = 6°$; $\alpha = 6°$.

ISBN 88-408-1028-5

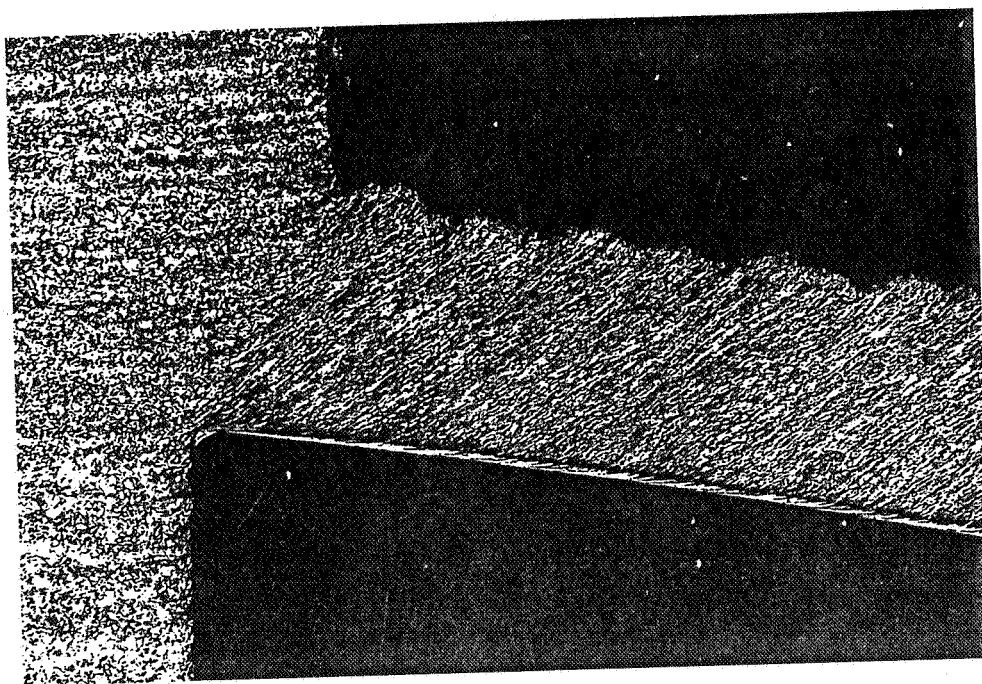



Fig. 7-36 Prova di *quick-stop* in condizioni di taglio ortogonale.

- Materiale lavorato: acciaio al Cr-Mo, con struttura ferrite-perlite-lamellare;
- materiale utensile: carburi sinterizzati ISO-P10 (Widia TT 10);
- velocità di taglio: $v = 200$ m/min;
- avanzamento: $a = 0{,}410$ mm/giro;
- $p = 3$ mm; $\gamma = 20°$; $\alpha = 6°$;
- rapporto di taglio: c = ~ 0,56

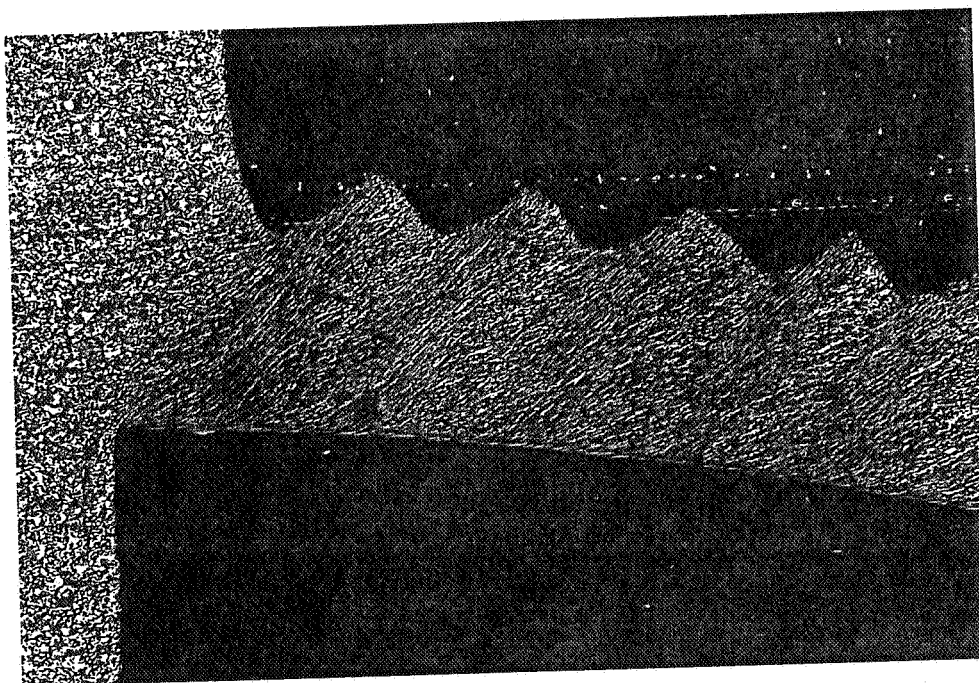



Fig. 7-37 Truciolo ondulato ottenuto con taglio ortogonale (prova di *quick-stop*), con porta-utensile dinamometrico per la misura delle componenti della forza di taglio.

- Materiale lavorato: acciaio al Cr-Mo, con struttura ferrite-perlite lamellare (C = 0,39%; Mn = 0,86%; Si = 0,35%; Cr = 1,28%; Ni = 0,28%; Mo = 0,30%);
- materiale utensile: carburi sinterizzati ISO-P10 (Widia TT10):
- velocità di taglio: $v = 200$ m/min;
- avanzamento: $a = 0{,}410$ mm/giro;
- $p = 3$ mm; $\gamma = 6°$; $\alpha = 6°$.

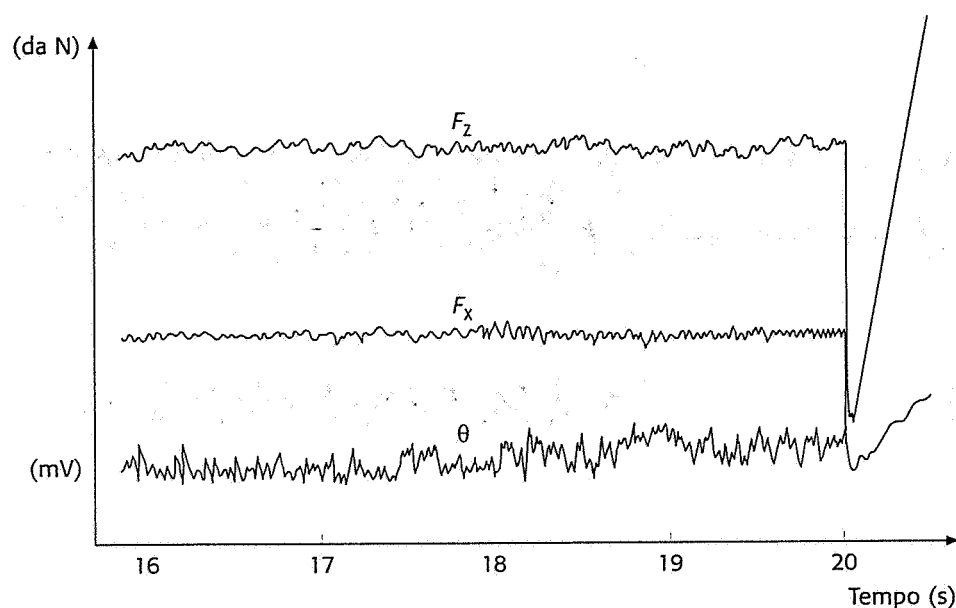



Fig. 7-38 Registrazione delle componenti F_Z e F_X della forza di taglio e della temperatura di taglio θ, relativa alla prova di quick-stop di cui alla figura 7-37.

dimostrata molto efficace per questo scopo: è stato infatti mostrato che durante il taglio di detta lega, in condizioni martensitiche, è possibile ottenere austenite nelle zone del truciolo in cui avviene lo scorrimento. Questo risultato viene così spiegato: a causa delle elevate velocità di deformazione, la temperatura nelle zone in cui ha luogo lo scorrimento aumenta così rapidamente e diviene sufficientemente alta, da rendere possibile una trasformazione diretta della martensite in austenite. L'austenite così formata si mantiene tale nel successivo ritorno a temperatura ambiente, in quanto per la lega in questione, la temperatura iniziale della trasformazione austenite-martensite è: $Ms < 0$ °C.

In sintesi, questa lega mostra *evidenza metallografica* di temperatura e diminuzione di resistenza, dovuta a trasformazione di fase, quando la temperatura, nelle zone di scorrimento, supera un certo valore.

I *quick-stop-test* eseguiti sulle leghe Fe-Ni-C consentono di ottenere interessanti informazioni sulla radice del truciolo, sulla superficie in lavorazione e sulla correlazione tra forze di taglio e morfologia del truciolo. Un tipico esempio è riportato nella figura 7-39.

In essa, confrontando i *blocchi* di truciolo segmentato e i *blocchetti* o *festoni* all'interno di ciascun *blocco*, o *elemento di truciolo*, con l'andamento dell'oscillogramma relativo alla forza principale di taglio, si nota chiaramente che le grandi cadute della forza di taglio Fz corrispondono alla formazione di *blocchi*, mentre cadute locali della forza corrispondono, con buona approssimazione, a zone bianche (austenite) di separazione tra *blocchetti*.

7-5-3 La misura della temperatura di taglio

I procedimenti, riportati nella letteratura tecnica, per la determinazione della temperatura di taglio, sono numerosi (metodi analogici, metodi ottici di rilevamento, vernici termosensitive, raggi infrarossi, sonde termoelettriche, ecc.).Tra essi, il metodo di misura basato sull' utilizzazione della coppia truciolo-utensile non richiede attrezzature e strumentazioni complesse da laboratorio e meglio si adatta a un'eventuale applicazione industriale.

ISBN 88-408-1023-3

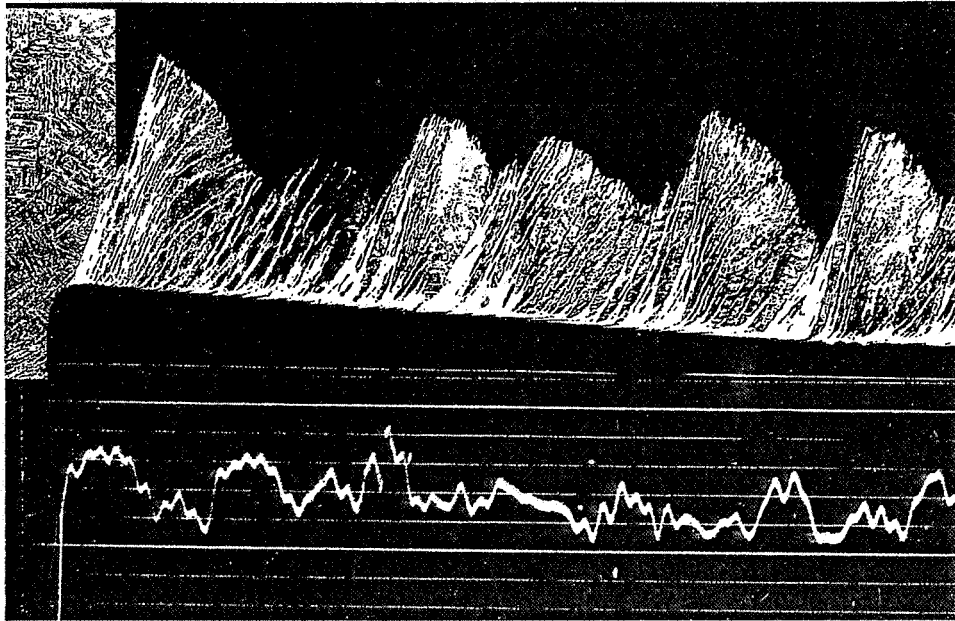



Fig. 7-39 Truciolo con radice ottenuto con taglio ortogonale su tornio (*quick-stop*-test) e relativo oscillogramma della forza principale di taglio F_z.

- Materiale tagliato: lega Fe-Ni-C (18,5% Ni; 0,52% C;
- materiale utensile: carburi sinterizzati ISO-P25;
- velocità di taglio: $v = 20$ m/min;
- avanzamento: $a = 0{,}102$ mm/giro;
- $p = 1$ mm; $\gamma = 6°$

Questo procedimento (fig. 7-40a e 7-40b) si basa sull'utilizzazione dell' utensile e del materiale in lavorazione come i due elementi di una termocoppia, il cui *punto di saldatura caldo* è la zona C di contatto tra utensile e truciolo e il *punto di saldatura freddo* è dato dai giunti F_1 e F_2 di collegamento, a mezzo di fili di rame, della coppia termoelettrica allo strumento di misura. La forza elettromotrice generata è funzione della differenza di temperatura.

Il metodo, sviluppato in Germania da Gottwein e, indipendentemente ma quasi contemporaneamente, da Herbert in Inghilterra, e da Shore in America, è basato sugli effetti termoelettrici scoperti da Seebek nel 1821.

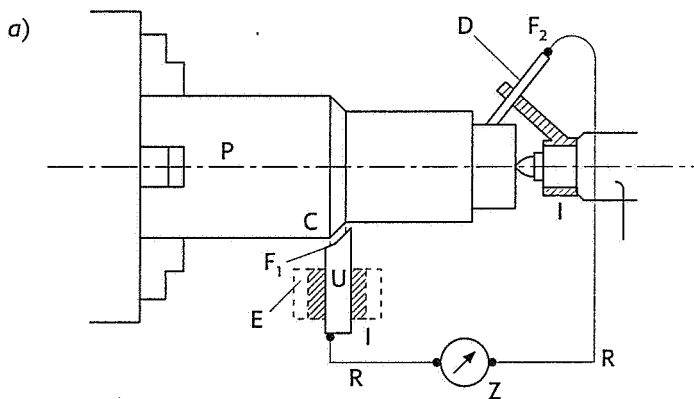



Fig. 7-40a Schema del dispositivo per il rilevamento della temperatura di taglio con contatto strisciante.
P = pezzo in lavorazione; U = utensile; E = dispositivo portautensile; I = materiale isolante; D = contatto strisciante; R = conduttori in rame; Z = strumento per il rilevamento della f.e.m.; C = giunto caldo; F_1, F_2 = giunto freddo.

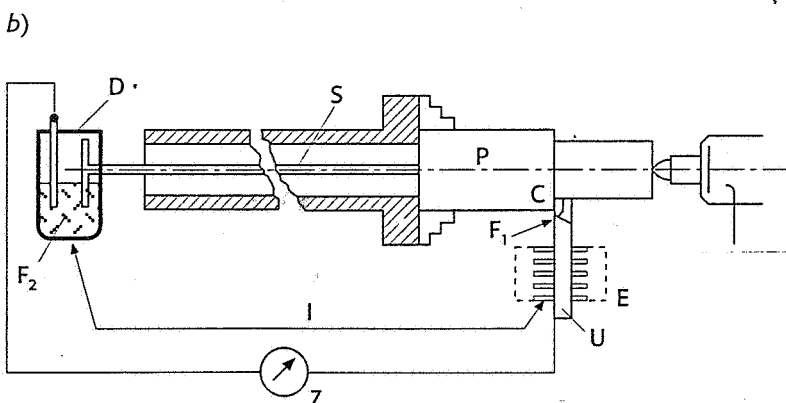



Fig. 7-40b Schema del dispositivo per il rilevamento della temperatura di taglio con captatore a mercurio.
P = pezzo in lavorazione; U = utensile; E = dispositivo portautensile; D = captatore a mercurio; S = barra di collegamento tra il pezzo in lavorazione e il captatore a mercurio; Z = strumento per il rilevamento della f.e.m.; C = giunto caldo; F_1, F_2 = giunto freddo; I = isolante.

Poiché la f.e.m. generata da una coppia termoelettrica non permette, di per sé, di stabilire una soddisfacente scala di temperatura, è necessario procedere alla sua taratura, che può essere definita come il processo mediante il quale la risposta della termocoppia è confrontata con quella di uno strumento campione, in una prova accoppiata, allo scopo di stabilire un'unica temperatura. In altre parole è necessario paragonare, direttamente o indirettamente, ciascun segnale della termocoppia con quello di un termometro campione a resistenza o di una termocoppia campione, per ottenere una relazione tra le f.e.m. generate dalle termocoppie e le reali temperature del giunto caldo.

La misura diretta della temperatura di taglio col sistema dell' utensile singolo, quando viene effettuata all'inizio di ciascuna prova in cui il tempo di rilevamento è, in genere, dell'ordine di grandezza di poche decine di secondi, non presenta difficoltà derivanti dalle temperature dei vari giunti esistenti nel circuito di misura, perché essi, nel breve lasso di tempo sopra menzionato, si mantengono approssimativamente alla temperatura ambiente.

Invece il rilevamento della temperatura in modo continuo, durante l'intera operazione di lavorazione, impone, per offrire risultati validi, un'accurata *termostatazione* del giunto freddo della coppia termoelettrica utensile-materiale in lavorazione. Un sistema di termostatazione semplice e di pratica utilizzazione è illustrato nella figura 7-41.
Esso consta essenzialmente di una camera di termostatazione W nella quale si trova il giunto freddo $F1$, allontanato dalla placchetta-utensile mediante una barretta D di carburi sinterizzati (della stessa qualità

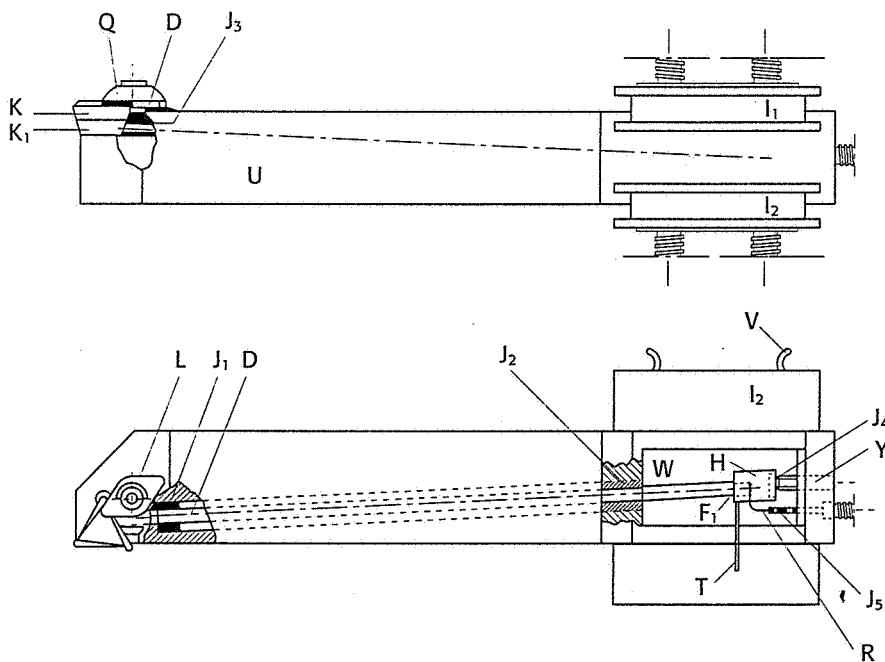



Fig. 7-41 Utensile con placchetta fissata meccanicamente, con barretta di prolunga e dispositivo automatico di termostatazione del giunto freddo:
U = portautensile; L = vite di bloccaggio della piastrina Q; K = placchetta-utensile di carburi sinterizzati; K_1 = placchetta di appoggio della placchetta utensile K (della stessa qualità); D = barretta di prolunga in carburi sinterizzati; J_1, J_2 = manicotti in teflon; J_3 = tubo isolante in teflon; J_4 = pastiglia in teflon; J_5 = guaina isolante; I_1, I_2 = batterie refrigeranti a effetto Peltier; W = camera di termostatazione del giunto freddo F_1; H = manicotto in rame; T = termistore; Y = vite di pressione.

ISBN 88-408-1028-5

delle placchette); la barretta D, passando attraverso un foro del porta-utensile e isolata da quest'ultimo, preme contro la placchetta $K1$ di appoggio della placchetta-utensile K, sollecitata dalla vite Y che agisce su di una pastiglia in teflon $J4$, calettata sul manicotto in rame H.

È stata ottenuta una termostatazione automatica, notevolmente precisa ed efficiente, ponendo un termistore T (collegato a un regolatore elettronico a termistore che comanda due batterie refrigeranti a effetto Peltier I_1 e I_2) a diretto contatto del giunto freddo F_1. Le batterie refrigeranti a effetto Peltier sono alimentate in corrente continua e sono comandate da un relais del regolatore elettronico che consente la circolazione della corrente (nella batteria stessa) in un senso (per il raffreddamento del giunto freddo) e in senso opposto (determinandone il riscaldamento), ciò che permette di ridurre al minimo l'inerzia del sistema di termostatazione. La *faccia calda* delle batterie a effetto Peltier è dotata di un sistema di raffreddamento a circolazione di acqua.

La chiusura del circuito con il pezzo in rotazione può essere ottenuta con contatto a mercurio, con camera di termostatazione, disposto come risulta dalla figura 7-42.
È necessario provvedere anche all'isolamento del pezzo P in lavorazione perché, sebbene in teoria sia sufficiente isolare uno solo dei due elementi della coppia termoelettrica (utensile o pezzo in lavorazione), possono manifestarsi f.e.m. di disturbo indotte dalla macchina e per ottenere risultati validi anche nel caso in cui il truciolo, sia pure temporaneamente, metta a massa l'utensile.

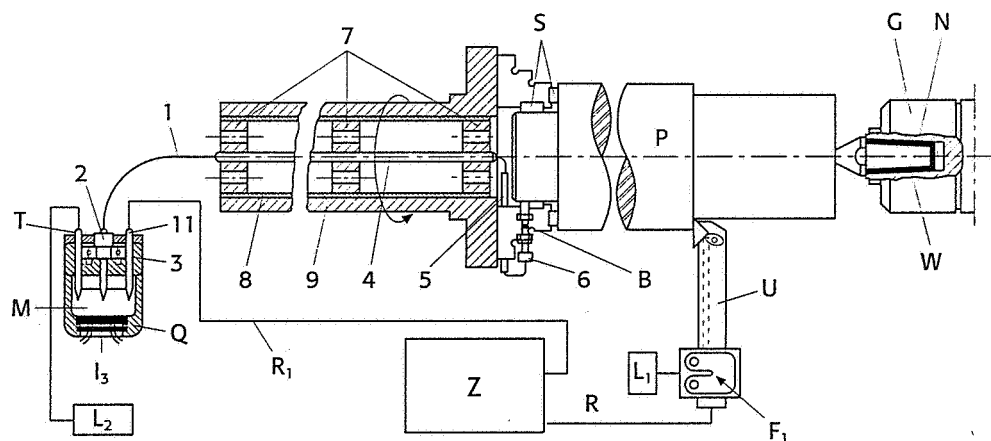



Fig. 7-42 Schema delle apparecchiature realizzate per il rilevamento continuo della f.e.m. termica mediante contatto a mercurio.
1 = cavetto metallico flessibile; 2 = barretta forata di teflon; 3 = cuscinetto a sfere; 4 = tubo in plexiglas attraverso il quale passa, senza giuochi, il cavetto metallico 1; 5 = guaina di materiale isolante; 6 = manicotto in bronzo, che assicura il contatto elettrico col pezzo in lavorazione P; 7 = manicotto in plexiglas alloggiato nel tubo 8, anch'esso in plexiglas, a sua volta calettato sul mandrino forato 9 del tornio; 11 = barretta forata in teflon contenente asta di platino-iridio con una estremità immersa nel bagno di mercurio M; T = termistore; L_1, L_2 = regolatori elettronici; Q = contenitori in teflon; I_3 = batteria a effetto Peltier; Z = registratore; R, R_1 = cavi di collegamento in rame; U = utensile; F_1, F_2 = giunto freddo; S = blocchetti di acciaio temprati, isolati elettricamente con mica, dal resto della macchina; G = contropunta rotante; N = punta estraibile; W = isolante elettrico (teflon).

La termostatazione del giunto freddo F_1, F_2, ottenuta utilizzando batterie refrigeranti a effetto Peltier offre indubbiamente caratteristiche di precisione. In effetti, quando non ci si riferisce a prove di laboratorio, che giustificano allora ampiamente una tale scelta, si possono ottenere risultati di validità sufficiente per la pratica utilizzazione industriale, utilizzando metodi di termostatazione più semplici. Così la termostatazione del giunto freddo $F2$ può essere ottenuta mediante circolazione di aria (fig. 7-43).

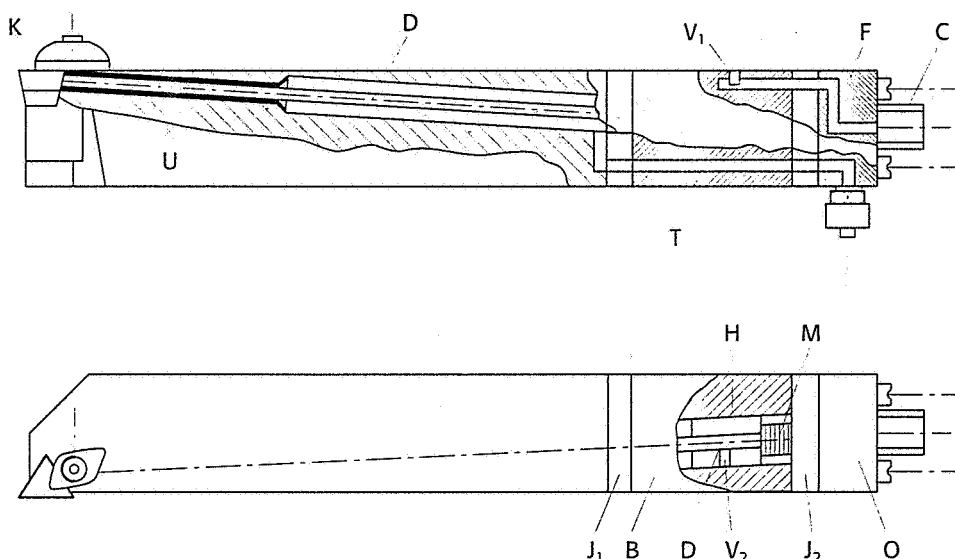



Fig. 7-43 Utensile con placchetta fissata meccanicamente, con dispositivo di rilevamento della temperatura di taglio. U = portautensile; K = placchetta utensile di carburi sinterizzati; D = barretta di prolunga in carburi sinterizzati (della stessa qualità della placchetta); J_1, J_2 = isolanti elettrici; B = blocchetto di rame; H = manicotto in rame; M = molla; F = filo di collegamento al connettore C; V_1, V_2 = grani di fissaggio; T = condotto per la refrigerazione della barretta con aria compressa; O = blocchetto di fissaggio in ottone.

7-6 Bibliografia

Armarego, E.J.A., Brown,R.H., *The machining of metals*, Prentice Hall, 1969.

De Chiffre,L., *Metal cutting: mechanics and applications*, PhD thesis, The Technical University of Denmark, 1990.

Giusti; F., *Projet de dispositif de coupe brusquement interrompue*, Groupe C du CIRP, Paris 1967.

Giusti, F., *Tecnologia meccanica e studi di fabbricazione*, Tipografia Editrice Pisana, Pisa 1976.

Giusti, F., Jovane, F., Alto, A., *A contribution to the experimental study of chip formation process using special and standard ferrous alloys*, Annals of the CIRP, vol. 20/1, 1971.

Kobayashi, S., Thomsen, E.G., *Some observation on the shearing process in metal cutting*, Trans. of the ASME, vol. 81, 1959.

Kronenberg,M., *Machining Science and application*, Pergamon Press, 1966.

Merchant, M.E., *Mechanics of the metal cutting process*, J. of Applied Physics vol. 16, 1945.

Micheletti; G.F., *Tecnologia Meccanica*, UTET, Torino 1977.

Pomey, J., *Phenomenes de mechanique phisique qui regissent la coupe des metaux*, Mechanique, etc., n. 256, aprile 1971.

Trent, E.M., *Metal cutting*, Butterworth ltd., London 1977.

Vieregge,G., *Die Energieverteilung und die Temperature bei der Zerspannnung*, Werk. und Betrieb, 86,1953 n. 11.

8 Gli utensili monotaglienti

8-1 I materiali degli utensili per il taglio dei metalli

8-1-1 Introduzione

L'analisi e lo studio accurato delle variabili e dei parametri che regolano il processo di asportazione del truciolo riveste un ruolo strategico per la produttività di un'azienda meccanica. In questo settore, infatti, la scelta appropriata dell'utensile e del materiale del tagliente, assieme alla determinazione dei parametri del taglio, assume una notevole rilevanza nell'ottica di una migliore qualità ed economicità della lavorazione.

Inoltre il sempre crescente e generalizzato uso di macchine utensili a controllo numerico con prestazioni sempre più spinte e l'installazione di moderni impianti flessibili di produzione, hanno imposto lo studio e la realizzazione di nuovi e rivoluzionari materiali per il taglio dei metalli, che consentano di lavorare a elevatissime velocità di taglio, sfruttando appieno le notevoli prestazioni offerte da queste macchine, e giustificando gli elevati investimenti richiesti dal loro acquisto.

Il materiale di un utensile è infatti strettamente legato alla velocità di taglio sopportabile dal tagliente, senza che si verifichi una rapida usura dello stesso. In funzione del materiale impiegato è possibile adottare maggiori velocità di taglio, ottenendo minori tempi di lavorazione e incrementando di conseguenza la produttività; d'altra parte deve essere tenuto conto che l'adozione di questi materiali comporta un costo superiore, che incide notevolmente sulla loro convenienza economica e quindi sulla scelta finale.

Un ulteriore stimolo allo sviluppo di nuovi materiali è rappresentato dall'introduzione, nella progettazione meccanica, di strutture realizzate in titanio in superleghe di nichel, di tungsteno, di cromo, particolarmente difficili da lavorare a causa delle loro particolari caratteristiche tecnologiche (elevata durezza, notevoli capacità abrasive, ecc.).

8-1-2 Caratteristiche principali

Prima di analizzare i vari materiali impiegati per il taglio dei metalli, si ritiene opportuno elencare le caratteristiche tecnologiche necessarie, affinché tali materiali possano efficacemente ed economicamente svolgere le loro funzioni. Le principali sono:

ISBN 88-408-1028-5

a) *Durezza a freddo*. Il tagliente dell'utensile deve possedere un'elevata durezza a temperatura ambiente, di solito ottenuta attraverso l'aggiunta di opportuni elementi di lega e sottoponendo il materiale a particolari trattamenti termici.

b) *Durezza a caldo*. I materiali degli utensili devono mantenere un'elevata durezza alle alte temperature, cioè a quelle temperature che si raggiungono in corrispondenza del tagliente. A tale proposito si indica con *temperatura di regime*, la temperatura che il tagliente assume per una data velocità di taglio e per un particolare materiale in lavorazione; la massima temperatura di regime che un utensile può sopportare senza perdere la capacità di taglio, dipende esclusivamente dal materiale costituente il tagliente. Per gli acciai speciali al carbonio è di circa 250 °C, per gli acciai rapidi raggiunge i 500 °C e per i superrapidi arriva fino a 600 °C.

c) *Tenacità*. Intesa sia come capacità di resistere agli urti sia come capacità di deformarsi sotto carico prima di arrivare alla rottura. Questo aspetto è assai importante negli utensili politaglienti, quali le frese, che durante la lavorazione subiscono continui urti sulla superficie da lavorare. Ciò vale anche per gli utensili da tornitura, nel caso ad esempio di operazioni a *taglio interrotto* (per esempio, sfacciatura su superfici non assial-simmetriche). Purtroppo, durezza e tenacità sono proprietà complementari, nel senso che l'aumento dell'una comporta la diminuzione dell'altra e viceversa; pertanto la scelta del materiale è sempre frutto di un compromesso.

d) *Resistenza all'usura*. Cioè la capacità di mantenere pressoché inalterate nel tempo le superfici e gli spigoli di taglio, sottoposti all'usura nelle sue varie forme (par. 8-7-1). In questa caratteristica sono comprese anche l'inerzia chimica rispetto al materiale del pezzo, la resistenza all'ossidazione, la stabilità chimica. La resistenza all'usura è un parametro particolarmente importante, in quanto la durata di un utensile è strettamente legata all'andamento dell'usura.

e) *Conducibilità termica*. Questi materiali devono facilitare lo smaltimento del calore prodotto nella zona di taglio, allo scopo di mantenere a valori accettabili la temperatura assunta dal tagliente.

f) *Coefficiente di attrito*. é importante che il coefficiente di attrito tra il materiale dell'utensile e del pezzo in lavorazione sia basso, sempre allo scopo di evitare eccessivi riscaldamenti nella zona di taglio.

g) *Costo*. Questo aspetto influenza marcatamente la scelta del materiale e dei parametri di taglio.

8-1-3 La classificazione dei materiali per utensili

I principali materiali impiegati per costruzione di utensili possono essere così suddivisi (vedi fig. 8-1):

1) Acciai per utensili
- 1*a*) Acciai speciali al carbonio
- 1*b*) Acciai debolmente legati
- 1*c*) Acciai fortemente legati

2) Leghe fuse

3) Carburi metalli sinterizzati
4) Materiali ceramici
5) Cermets
6) Diamanti

Materiale	Componenti principiali	Caratteristiche tecnologiche	Durezza a freddo	Temp. max di taglio
Acciaio speciale al carbonio	Ferro Carbonio	Buona tenacità Buona lavorabilità Scarsa durezza a caldo Scarsa resist. all'usura	60÷65 HRC	250 °C
Acciaio debolmente legato	Ferro Carbonio Tungsteno Molibdeno Cromo Vanadio	Buona tenacità Scarsa durezza a caldo Scarsa res. all'usura	63÷65 HRC	300 °C
Acciaio fortemente legato	Ferro Carbonio Tungsteno Molibdeno Cromo Vanadio Cobalto	Media tenacità Buona durezza a caldo Buona resist. all'usura	62÷64 HRC	500÷600 °C
Leghe fuse	Cobalto Cromo Tungsteno	Elevata res. all'usura Elevata fragilità Buona durezza a caldo Stellitaggio	57÷58 HRC	850 °C
Carburi Metallici Sintetizzati	Carburo di tungsteno Cobalto Carburo di titanio Carburo di tantalio Carburo di niobio	Elevata resist. all'usura Elevata durezza a caldo Scarsa tenacità	74÷78 HRC	1000 °C e oltre
Materiali Ceramici	Ossido di alluminio Ossido di cromo Ossido di silicio	Ottima resist. all'usura Elevata durezza a caldo Fragilità Refrattarietà	90÷95 HRA	1000 °C e oltre
Cermets	Ossido di alluminio Carburi di molibdeno Carburo di cromo Carburo di vanadio	Ottima resist. all'usura Elevata durezza Estrema fragilità	83÷93 HRA	–
Diamante	Diamante Mono- o policristallino	Ottima resist. all'usura Ottima durezza a caldo Estrema fragilità Costo elevato	–	–

Fig. 8-1 Componenti e caratteristiche tecnologiche principali dei materiali utilizzati per la fabbricazione di utensili.

8-1-4 Acciai speciali al carbonio

Sono acciai a elevato tenore di carbonio, di solito compreso tra 0,6 e 1,5%, senza tuttavia la presenza rilevante di elementi di lega, se si escludono tracce di silicio e manganese (con percentuali inferiori allo 0,25%) e impurità piccolissime di fosforo e zolfo derivanti dal processo di preparazione.

Per conferirgli le giuste caratteristiche tecnologiche sono sottoposti al processo termico di tempra, con riscaldamento fino a circa 800 ÷ 850 °C e raffreddamento in acqua. Si ottiene così un'elevata durezza superficiale, che è in parte ridotta dal successivo processo di rinvenimen-

ISBN 88-408-1028-5

to a 300 °C, necessario per portare a valori accettabili la tenacità del materiale e ridurre le tensioni interne generate dal brusco raffreddamento della tempra.

Possiedono una buona durezza a freddo, compresa tra 60 e 65 HRC, che migliora all'aumentare del tenore di carbonio, e diminuisce sensibilmente per temperature di taglio superiori a 250 °C. Presentano inoltre una scarsa resistenza all'usura, una buona tenacità, una facile lavorabilità e un basso costo. Ciò obbliga a utilizzare questo materiale per lavorazioni a basse velocità di taglio, solitamente manuali, o per utensili per lavorazioni a freddo quali trance e stampi per produzioni di piccola serie.

La possibilità di ottenere forme e spigoli del tagliente particolarmente precisi, fanno sì che questo materiale possa essere scelto anche per la costruzione di utensili per lavorazioni di finitura a bassa velocità alle macchine utensili, quali filettature e alesature di piccolo diametro.

Esempi di acciai speciali al carbonio per utensili:

- C110KUTF = acciaio speciale al carbonio per utensili, bonificato, con tenore medio di carbonio = 1,1%;
- C150KU = acciaio speciale al carbonio per utensili con tenore medio di carbonio 1,5%.

8-1-5 Acciai debolmente legati

Anche questi acciai sono caratterizzati da un notevole tenore di carbonio (0,6 ÷ 1,5%), stavolta con la presenza di elementi di lega in percentuale inferiore al 5%, allo scopo di migliorare le caratteristiche meccaniche quali la durezza, la resistenza all'usura e la resilienza. Solitamente sono presenti elementi quali tungsteno e molibdeno, che migliorano la durezza a caldo, cromo, che affina le dimensioni dei grani e migliora la resistenza all'usura e la temprabilità (consente cioè al processo di tempra di penetrare negli strati più profondi del metallo), vanadio, che migliora la tenacità.

Anche questi acciai sono sottoposti a tempra con raffreddamento in acqua, seguito da uno o più rinvenimenti. Si ottengono così durezze a freddo fino a 65 HRC, che possono essere mantenute fino a temperature non superiori a 300 °C, oltre questo valore si ha un brusco decadimento delle caratteristiche meccaniche. Possiedono, inoltre, una resistenza all'usura migliore degli acciai speciali al carbonio.

Il loro uso è limitato dalla bassa durezza alle alte temperature di taglio e trovano quindi principale applicazione nella costruzione di alesatori a mano, cesoie a macchina, ovvero per utensili adoperati in lavorazioni dove si ha una scarsa produzione di calore.

Esempi di acciai debolmente legati per utensili:

- 100WCr4KU = acciaio debolmente legato per utensili con tenore medio di carbonio = 1%, tenore medio di tungsteno = 1% e tenore di cromo non definito;
- 115W4KU = acciaio debolmente legato per utensili con tenore medio di carbonio = 1,15% e tenore medio di tungsteno = 1%.

8-1-6 Acciai fortemente legati

Sono presenti medi tenori di carbonio (0,7÷0,9%) ed elementi di lega in percentuali superiori al 5%.

L'introduzione, alla fine del secolo scorso, di questi materiali per la costruzione di utensili, segnò l'avvio di una rivoluzione industriale nel settore delle lavorazioni metalmeccaniche. Le velocità di taglio poterono essere aumentate notevolmente, poiché questi materiali permisero di operare a temperature superiori a quelle sopportabili dagli acciai fino a quel momento adoperati, e quindi anche gli stessi processi produttivi risultarono più rapidi e quindi più efficienti ed economicamente più convenienti. Per questo motivo, tali materiali furono individuati con il termine *acciai rapidi* (o, con la sigla anglosassone, HSS = *High Speed Steels*), e con il termine *acciai superrapidi*, nel caso di presenza di elevati tenori di cobalto. Le prime applicazioni furono condotte dal Taylor con materiali aventi le seguenti composizioni (le sigle commerciali di seguito riportate indicano rispettivamente i tenori medi percentuali di tungsteno, cromo e vanadio):

- 18-4-1: acciaio rapido con 18% di W, 4% di Cr e 1% di V;
- 18-4-2: acciaio rapido con 18% di W, 4% di Cr e 2% di V;
- 14-4-2: acciaio rapido con 14% di W, 4% di Cr e 2% di V;
- 18-4-1 + 10% Co: acciaio superrapido con 18% di W, 4% di Cr, 1% di V e 10% di Co.

Questi materiali non presentano, tuttavia, una durezza superiore agli acciai al carbonio per utensili (hanno infatti durezze a freddo comprese tra 62 e 64 HRC), ma si distinguono per la capacità di conservarle anche fino a 500 °C, nel caso degli acciai rapidi, e fino a 600 °C nel caso degli acciai superrapidi.

Numerosi sono gli elementi di lega utilizzati per conferire all'acciaio le necessarie proprietà tecnologiche; tra questi i più importanti sono:

- Carbonio: può essere presente come carbonio elementare, sotto forma di grafite, oppure come carburo di ferro Fe_3C (cementite). Amenta la durezza a freddo ma riduce la tenacità dell'acciaio.
- Tungsteno (12÷21%): è l'additivo costantemente utilizzato in tutti gli acciai rapidi. La sua presenza consente di aumentare la durezza a caldo, a seguito di formazione, durante il processo di tempra, di carburi stabili di tungsteno (WC) e carburi complessi di Fe e W di varia composizione (affinché il WC vada in soluzione nell'austenite è necessario portare l'acciaio a temperature superiori a 1050 °C). Riduce, inoltre, la velocità critica di tempra, facendo sì che il semplice raffreddamento in aria sia sufficiente a temprare l'acciaio.
- Cromo (3÷5%): si scioglie in parte nella ferrite, affinando notevolmente i grani, e in parte nella cementite, formando il carburo doppio $(Fe + Cr)_4C$ e i carburi di cromo Cr_7C_3 e Cr_4C, assai stabili alle alte temperature. Favorisce la formazione di carburi di tungsteno, e consente di aumentare la durezza e la resistenza all'usura, dovuta alla presenza di carburi liberi e alla notevole durezza della martensite derivata dalla trasformazione di austenite ricca in carbonio e cromo. Riduce, inoltre, la possibilità di ossidazione alle alte temperature.

ISBN 88-408-1028-5

- Molibdeno (0,5÷1,1%): ha un'influenza simile a quella esercitata dal tungsteno e dal cromo, con formazione di carburi doppi di Fe e Mo e, più difficilmente, di carburo stabile Mo_2C. Migliora alcune caratteristiche dell'acciaio quali la resistenza all'usura, la durezza a caldo e la temprabilità.
- Vanadio (1÷3%): affina la grana e migliora la capacità di taglio, la resistenza all'usura e la durezza a caldo in quanto dà luogo alla formazione di carburi durissimi molto stabili (V_4C_3). Migliora inoltre la tenacità dell'acciaio. Se introdotto in percentuali superiori al 3÷4% infragilisce notevolmente la struttura.
- Cobalto (2,5÷17%): non forma carburi, ma dà luogo a una soluzione continua nella ferrite e nell'austenite. Incrementa la stabilità dell' intera struttura alle alte temperature, consentendo di aumentare ulteriormente la durezza a caldo (la presenza di questo elemento permette di adottare temperature di tempra più elevate, ottenendo così una solubilizzazione più completa dei carburi presenti).
- Zolfo (<0,03 %): può essere presente come impurità, oppure è aggiunto in piccole percentuali e ha un potere autolubrificante; migliora cioè sia la lavorabilità del materiale stesso, sia la lavorazione effettuata con l'utensile contenente tale elemento.

Il processo termico a cui sono sottoposti questi materiali ha inizio, dopo la fucinatura, con un trattamento di ricottura a circa 850÷900 °C, avente lo scopo di ridurre le tensioni interne e creare la giusta tenacità adatta alle successive lavorazioni. Il materiale viene in seguito profilato con maggior precisione per conferirgli la forma e gli angoli caratteristici.

Segue il processo di tempra realizzato a una temperatura assai più elevata di quella normalmente adottata per i normali acciai da corruzione. Il riscaldamento avviene infatti in forni speciali a bagno di sale fino a temperature oscillanti tra 1250 e 1320 °C. Gli elementi da temprare sono dapprima riscaldati a una temperatura di 960 °C, dopodiché sono immersi nel bagno di sale, preventivamente riscaldato alla temperatura di 1320 °C, portando in soluzione anche i carburi complessi. Il raffreddamento può avvenire in olio, in acqua o in aria in funzione della velocità critica di tempra posseduta dall'acciaio. Questa fase conferisce al materiale, mediante la formazione di una struttura martensitica, le caratteristiche di massima durezza. Data la particolare applicazione di questi acciai, sono adottati particolari procedimenti di raffreddamento (tempra termale), durante i quali la temperatura viene ridotta e mantenuta a un valore poco superiore a quella di trasformazione della martensite (Ms), per poi ridurla fino a temperatura ambiente; si ottiene così una sensibile riduzione delle tensioni residue.

Al trattamento di tempra viene fatto seguire uno o più processi di rinvenimento, con riscaldamento lento in sabbia fino alla temperatura di 560÷580 °C e successivo raffreddamento in aria, allo scopo di ridurre le tensioni interne generate dalla tempra. In questi tipi di acciai il rinvenimento produce un ulteriore aumento di durezza (*durezza secondaria*), causato dalla trasformazione dell'austenite, generata dal precedente processo di tempra, e dalla precipitazione dei rimanenti carburi complessi. A tale proposito la figura 8-2 mostra l'andamento della durezza in funzione della temperatura di rinvenimento per l'acciaio 18-4-1 + 5% Co.

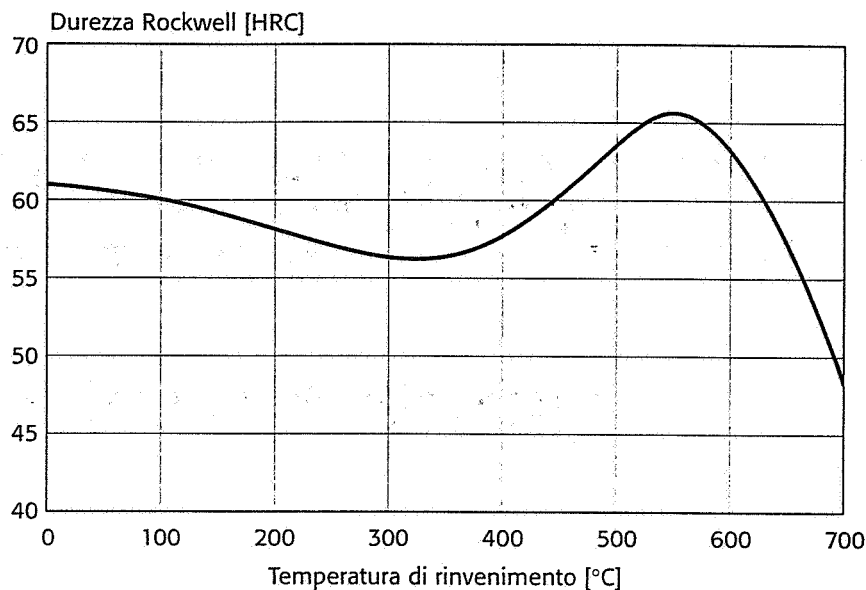



Fig. 8-2 Andamento della durezza di un acciaio 18-4-1 + 5% Co in funzione della temperatura di rinvenimento.

Al termine l'utensile può essere sottoposto all'affilatura degli spigoli taglienti.

Per migliorare ulteriormente le caratteristiche tecnologiche, con particolare riguardo alla resistenza all'usura e alla durezza del tagliente, questi acciai possono essere sottoposti al trattamento superficiale di *diffusione*: si tratta di un trattamento elettrochimico utilizzato per depositare sulla superficie degli utensili sottili spessori di composti duri, tra i quali il più usato è senza dubbio il nitruro di titanio (conferisce all'utensile la caratteristica colorazione giallo-oro) che consente un sensibile miglioramento della resistenza all'abrasione, permettendo maggiori durate del tagliente. Uno dei processi più comunemente utilizzati per la deposizione di queste sostanze è il seguente: i pezzi da rivestire sono disposti su appositi sostegni che ruotano all'interno di involucri dove alcune sorgenti catodiche emettono titanio che, combinandosi con il gas reattivo (N_2) formano il nitruro di titanio (positivo) che a sua volta si deposita sui pezzi (negativi), sotto la spinta del campo elettrico.

Più raramente sono utilizzati trattamenti superficiali quali la pallinatura (aumenta la durezza superficiale a seguito dell'incrudimento degli strati esterni del materiale), la diamantatura (si ottiene una maggiore resistenza all'usura migliorando la finitura superficiale delle facce attive di taglio), la nitrurazione.

Sebbene l'introduzione dei carburi metallici sinterizzati, e di altri materiali a più elevate prestazioni, abbia ridotto la richiesta di utensili in acciaio rapido e superrapido, il loro uso è comunque indispensabile nella costruzione di utensili con profilo complesso, di frese di piccole dimensioni, di punte a elica per piccoli diametri, di punte da centro, di alesatori, di creatori, di maschi, di filiere, di punzoni, e comunque di tutti quegli utensili adoperati per produzioni di piccole serie, dove l'uso di materiali con caratteristiche più avanzate non sarebbe economicamente vantaggioso.

Esempi di acciai fortemente legati per utensili:

- X75W18KUTF = acciaio bonificato fortemente legato per utensili (rapido) con tenore medio di carbonio = 0,75% e tenore medio di tungsteno = 18%;

ISBN 88-408-1028-5

- X80WCo1810KUTF = acciaio fortemente legato per utensili (superrapido) con tenore medi o di carbonio 0,8%, tenore medio di tungsteno = 18% e tenore medio di cobalto 10%.

8-1-7 Leghe fuse

Queste leghe, le più importanti delle quali sono note anche con il nome di *stelliti*, sono ottenute dalla fusione di materiali quali cobalto (50%), cromo (25÷35%), tungsteno (10÷15%) e piccole percentuali di molibdeno, ferro e carbonio.

Attualmente sono scarsamente utilizzate, ma sono state importanti nel campo dello sviluppo dei materiali per utensili, poiché hanno aperto la strada alla realizzazione dei carburi metallici sinterizzati. Tecnologicamente possiedono caratteristiche molto elevate, ma presentano notevoli difficoltà durante la loro fabbricazione, a causa dell' alta temperatura a cui fondono materiali come il tungsteno, con il conseguente pericolo di ossidazione dei composti generati.

Possiedono un'elevata resistenza all'usura e una durezza dell'ordine di 57÷58 HRC, mantenuta anche fino a temperature di 800÷850 °C. Al contrario presentano un'elevata fragilità, dovuta soprattutto al procedimento di preparazione che porta alla fusione dei carburi e a una conseguente scarsa compattezza del materiale. Non sono né fucinabili né temprabili e possono essere lavorate solo alla mola.

Non sono quindi adatti a formare l'utensile completo, che risulterebbe estremamente fragile e incapace di resistere alle sollecitazioni generate dal processo di taglio, e sono quindi preparati sotto forma di placchette fissate allo stelo dell'utensile (fabbricato in acciaio al carbonio) attraverso brasatura o con fissaggi meccanici.

Queste leghe possono essere preparate e applicate per fusione su altri metalli (*stellitaggio*), ottenendo strutture aventi un buon compromesso fra tenacità (esercitata dal metallo che fa da supporto) e resistenza all'usura e durezza (dovute alla stellite depositata).

8-1-8 Carburi metallici sinterizzati

La prima lega dura sinterizzata a base di carburo di tungsteno fu realizzata in Germania dalla ditta Krupp verso la metà degli anni '20. Questo materiale, paragonabile al diamante per quanto riguarda la durezza e resistenza all'usura, fu chiamato Widia (dal tedesco *wie diamant* = come il diamante), appunto per mettere in evidenza l'affinità con il ben più costoso materiale. Nel corso degli anni ha avuto un ruolo decisivo nello sviluppo delle tecniche di lavorazione e ancora oggi è senza dubbio il materiale per utensili maggiormente utilizzato per macchine a elevata produttività, poiché unisce elevate caratteristiche meccaniche a ottime proprietà di taglio.

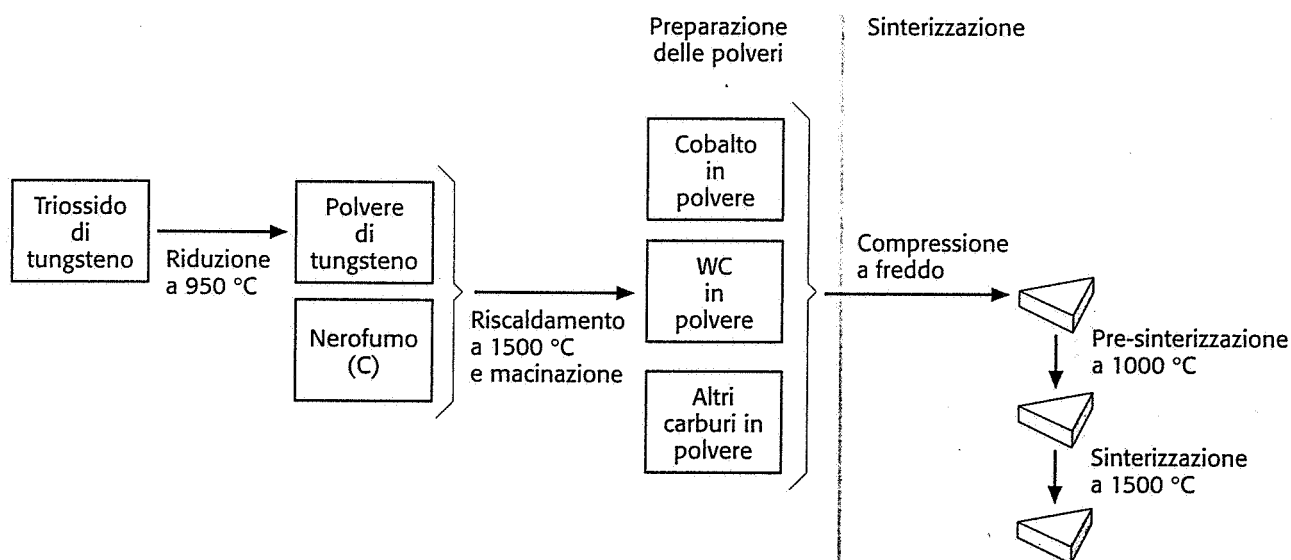
Gli elementi principali che costituirono i primi esempi di carburi metallici sinterizzati furono il carburo di tungsteno (WC), dotato di elevata durezza e resistenza all'azione abrasiva del truciolo e presente in percentuali anche fino al 94%, e il cobalto (6÷10%), costituente il legante metallico per i grani di carburo. Successive prove di taglio mostrarono la necessità di introdurre altri tipi di carburi:

- carburo di titanio (TiC), capace di incrementare la resistenza all'usura del tagliente;

- carburo di tantalio (TaC), aumenta la durezza e la resistenza alla craterizzazione, contribuendo tuttavia a una maggiore fragilità della struttura;
- carburo di niobio (NbC), compensa in parte la fragilità causata dall'aggiunta di TaC, aumenta la durezza a caldo, la resistenza all'usura e all'ossidazione.

Il processo di preparazione (fig. 8-3) prevede dapprima la riduzione, in forno elettrico a 950 °C, del triossido di tungsteno, ottenendo tungsteno puro in polvere. Questo, unito a nerofumo in forno a 1500 °C, dà luogo a carburo di tungsteno che viene macinato per ottenere una grana più fine. La polvere di WC è successivamente mescolata con cobalto in polvere e con eventuali altri carburi. Viene quindi eseguita una prima compressione a freddo, realizzando al contempo la forma desiderata, e successivamente una pre-sinterizzazione a 1000 °C, ottenendo così una maggior omogeneità del materiale, e una sinterizzazione finale a circa 1500 °C.

Si ottengono così dei sinterizzati con notevoli resistenze all'usura e alla compressione, e con durezze che, a seconda della composizione, possono variare tra 74 e 78 HRC, e si mantengono pressoché costanti fino a temperature di taglio di circa 1000 °C e oltre (1300 °C per le qualità P01 e P10).

Fig. 8-3 Schema del processo di preparazione dei carburi metallici sinterizzati.

Questi materiali sono contraddistinti da una scarsa tenacità, una limitata resistenza agli sbalzi termici e un costo relativamente elevato. Per questi motivi, l'uso di questi materiali si limita alla costruzione di una placchetta, di forma standardizzata, che viene montata su uno stelo di acciaio, che è destinato a sopportare le sollecitazioni generate dal processo di taglio. Anche per questi materiali il fissaggio allo stelo può essere realizzato per brasatura o tramite bloccaggio meccanico.

La figura 8-4 illustra alcuni esempi di fissaggio meccanico della placchetta di carburo allo stelo: il bloccaggio *a staffa* (fig. 8-4*a*) è di semplice costruzione e consente l'uso di steli con sezioni ridotte, ma ha il difetto di creare un ostacolo al normale deflusso del truciolo; i bloccaggi *a vite* (fig. 8-4*b*) e *a leva* (fig. 8-4*c*) presentano una superficie superiore libera, ma impongono l'uso di inserti forati e quindi meccanicamente meno resistenti.

ISBN 88-408-1028-5

Secondo le norme ISO i carburi metallici sinterizzati sono suddivisi, in funzione della loro applicazione, in 3 gruppi molto variabili come composizione a secondo della casa costruttrice. In linea di principio si può fare una possibile suddivisione di prima approssimazione:

- *Gruppo K*: sono in prevalenza costituiti da WC immerso in una matrice di cobalto. Sono utilizzati per la lavorazione di ghise a truciolo corto, acciaio temprato, materiali non ferrosi quali alluminio, bronzo, plastica e legno. Presentano una buona tenacità e sono particolarmente idonei alle lavorazioni con taglio interrotto.
- *Gruppo M*: oltre al cobalto e al WC è presente in percentuali non trascurabili il TiC. Sono idonei alla lavorazione di acciai in getti, ghise e leghe resistenti al calore. La presenza di carburo di titanio aumenta la resistenza all'usura e alla craterizzazione, rendendoli particolarmente adatti alle lavorazioni su croste di greggi di fusione o di stampaggio.

a) Bloccaggio a staffa

b) Bloccaggio a vite

c) Bloccaggio a leva

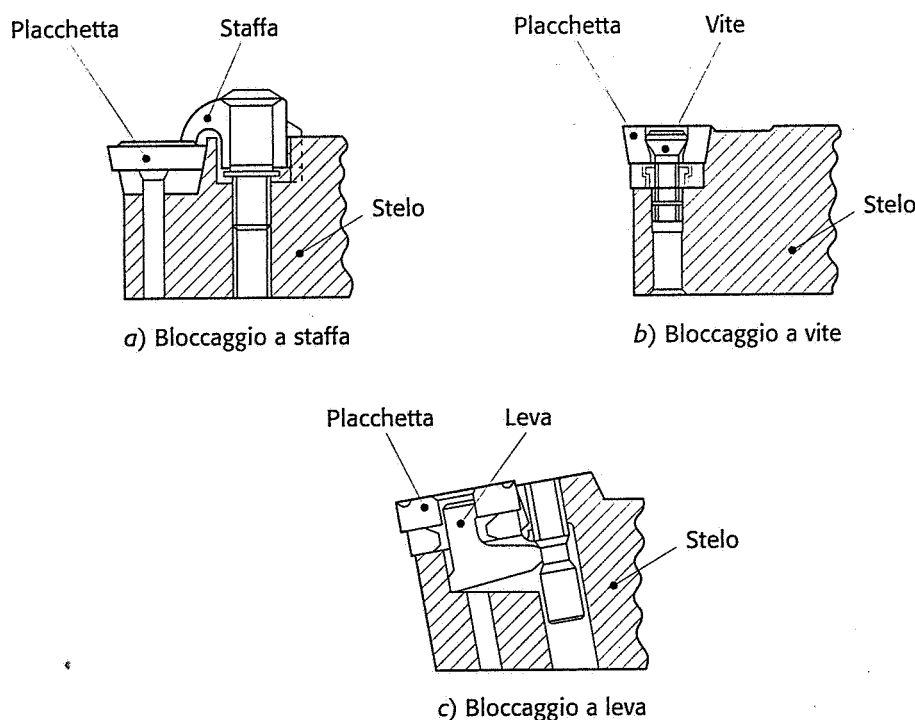



Fig. 8-4 Alcuni esempi di fissaggio meccanico della placchetta allo stelo dell'utensile (cortesia Sandvik).

- *Gruppo P*: indicati per la lavorazione di acciai al carbonio, acciai inossidabili, ghise malleabili a truciolo lungo, e comunque per tutti quei materiali per i quali si possono usare elevate velocità di taglio e grandi sezioni del truciolo. Oltre al carburo di tungsteno è presente il carburo di titanio (che incrementa la resistenza all'usura), il carburo di tantalio (che migliora la resistenza alla craterizzazione) e il carburo di niobio (che aumenta la resistenza all'usura e all'ossidazione).

All'interno di ciascun gruppo P, M e K, i carburi metallici sinterizzati sono individuati con *numeri distintivi da 01 a 50*: un numero *basso* corrisponde a un'elevata resistenza all'usura e a una scarsa tenacità (sono quindi adatti a elevate velocità di taglio, bassi avanzamenti e comunque in tutte le operazioni che generino basse forze di taglio); un numero *alto* corrisponde a una bassa resistenza all'usura e a un'alta

tenacità (sono quindi adatti a basse velocità di taglio ed elevati avanzamenti, cioè a operazioni nelle quali insorgono elevate forze di taglio).

Allo scopo di incrementare ancor più le prestazioni di questi materiali, sono oggi molto diffusi i cosiddetti *carburi rivestiti*. Sono in sostanza delle normali placchette in carburi metallici sinterizzati ricoperte, per diffusione in fase gassosa, da sottilissimi strati di altri composti duri, in modo da realizzare una struttura interna particolarmente tenace e destinata a sopportare gli urti, e una struttura superficiale assai resistente all'usura; ciò consente di ottenere una durata del tagliente 3÷4 volte superiore rispetto alle placchette tradizionali, con velocità di taglio quasi raddoppiate. Nel suo insieme, questa particolare configurazione microstrutturale conferisce al sistema un elevato bilanciamento tra tenacità e resistenza all'usura, rendendo il prodotto particolarmente adatto a coprire un campo di applicazione molto ampio. Le placchette rivestite sono particolarmente idonee alla lavorazione di materiali duri, dove molto spesso sostituiscono i materiali ceramici, rispetto ai quali sono meno fragili e più economiche.

Anche in questo settore numerose sono le qualità proposte dalle diverse case costruttrici: si passa dai rivestimenti tradizionali a base di carburo di titanio (TiC), di nitruro di titanio (TiN) e di ossido di alluminio (Al_2O_3), che conferiscono un'ottima resistenza all'usura e una buona tenacità fino ai rivestimenti multistrati a grana ultrafine costituiti da diverse deposizioni a base di TiN, di nitrocarburo di titanio (TiCN) e di nitruro di zirconio (ZrN), rendendo gli inserti decisamente resistenti all'erosione, con elevata capacità termica, e con un'ottima resistenza meccanica superiore a quella dei rivestimenti ceramici.

8-1-9 Materiali ceramici

Le ceramiche da taglio trovano un crescente numero di applicazioni nelle lavorazioni ad asportazione di truciolo, grazie alla loro elevata resistenza alle sollecitazioni di compressione, alla craterizzazione e all'usura della superficie di spoglia inferiore, nonché alla loro elevata refrattarietà; sono quindi utilizzati espressamente per la lavorazione di materiali di durezza molto elevata. Presentano, tuttavia, un'estrema fragilità, superiore a quella dei carburi metallici sinterizzati, e per questo motivo anch'essi sono costruiti in placchette fissate allo stelo tramite brasatura a base di argento e precedente metallizzazione delle superfici, oppure tramite fissaggio meccanico con i soliti metodi costituiti da staffe, viti o dispositivi a eccentrico (con interposizione sia sulla faccia superiore sia in quella inferiore, di placchette in metallo duro per evitare la rottura dell'inserto).

Anche la geometria della placchetta deve essere realizzata in modo da irrobustire il più possibile il tagliente. Per operazioni di sgrossatura, ad esempio, lo spigolo tagliente viene opportunamente smussato allo scopo di impedire concentrazioni di tensione. Inoltre, di solito, questi utensili sono montati in modo da presentare un angolo di spoglia superiore negativo, al fine di sollecitare la placchetta con la sola componente di compressione. Sono inoltre da evitare condizioni di taglio che inneschino moti vibratori capaci, in questo caso, di portare a rottura la placchetta. Un impiego corretto prevede quindi un'elevata stabilità del sistema utensile-pezzo in lavorazione, e l'uso di macchine particolarmente stabili e di grande potenza per lavorare a elevate

ISBN 88-408-1028-5

velocità di taglio (tra l'altro, elevate velocità di taglio contribuiscono a una maggior plasticità in corrispondenza della zona di formazione del truciolo, riducendo la possibilità di rottura del tagliente).

I materiali ceramici per utensili sono essenzialmente costituiti da ossido di alluminio Al_2O_3 (allumina), anche con tenori superiori al 99%, miscelato con ossidi metallici (per lo più ossidi di cromo e di silicio).

La preparazione avviene per sinterizzazione: i componenti ridotti in polvere sono dapprima compressi a freddo in stampi e poi sinterizzati a temperature oscillanti tra 1600 e 1800 °C, regolando opportunamente la densità e quindi la porosità del compatto. Un altro metodo consiste nel sinterizzare solo la matrice ceramica e nell'inserire gli ossidi e i carburi attraverso i pori del materiale, mediante un'operazione di sottovuoto.

I materiali ceramici sono caratterizzati da un'elevatissima durezza e una notevole resistenza all'usura, che consente di lavorare ad altissime velocità di taglio (nel taglio di un acciaio semiduro sono state raggiunte velocità dell'ordine di 2500 m/1′, con una durata dell'affilatura di circa 60″; per durate più economiche, di almeno 15÷30′, la velocità di taglio scende a valori oscillanti tra 900 e 1000 m/1′).

Sono stati recentemente posti in commercio inserti in ceramica nella cui struttura sono stati dispersi dei monocristalli di carburo di silicio (indicati con il termine *whiskers*, caratterizzati da elevatissime prestazioni meccaniche) che conferiscono una maggiore tenacità alla struttura. Con queste ceramiche è stato possibile lavorare materiali particolarmente difficili, quali superleghe di nichel e di tungsteno, a velocità notevolmente superiori a quelle raggiungibili con i carburi metallici sinterizzati.

8-1-10 Cermets

I cermets (dal termine inglese: *ceramic metals*) sono materiali sinterizzati ottenuti dall'unione di una componente ceramica (solitamente Al_2O_3, ma possono anche essere presenti carburi o nitruri di silicio e carburi di boro) e di una componente metallica (per lo più costituita da carburi metallici di molibdeno, cromo e vanadio in percentuali che possono arrivare fino al 40%).

Si ottengono così strutture con proprietà fisiche risultanti dalla combinazione della tenacità tipica della matrice metallica, con la refrattarietà e la resistenza all'usura del componente ceramico.

8-1-11 Diamanti

Il diamante è il materiale che presenta la massima durezza in natura, e quindi si presta molto bene a essere utilizzato quale utensile per il taglio dei metalli. Il suo uso è tuttavia limitato dall'estrema fragilità della sua struttura, che consente di asportare trucioli di piccole dimensioni in lavorazioni nelle quali siano evitati moti vibratori che possano danneggiare l'integrità del tagliente; sono quindi necessarie macchine utensili particolarmente veloci, stabili ed esenti da vibrazioni ed è raccomandata una lubrificazione abbondante con olio da taglio o petrolio. In queste condizioni si ottengono notevoli durate del tagliente e superfici lavorate con finitura finissima, a volte superiore a

quella ottenibile con la rettifica e con precisioni dimensionali dell'ordine del micron (ciò è dovuto principalmente al basso coefficiente d'attrito tra utensile e pezzo e alla notevole precisione microstrutturale del tagliente, in pratica costituito da un piano di sfaldamento del diamante).

Il diamante può essere naturale oppure prodotto per sintesi. In quest'ultimo caso il procedimento si basa essenzialmente sul riscaldamento della grafite ad alta temperatura ed elevate pressioni in bagno di sale: la grafite si scioglie e ricristallizza sotto forma di diamante.

Molto importanti sono i cosiddetti *diamanti sinterizzati*, ottenuti per processo di sinterizzazione della polvere di diamante alla pressione di $7 \cdot 10^9$ Pa e una temperatura di 2400 °C. Con questo processo si ottengono placchette di forma circolare, quadrata o triangolare da fissare successivamente allo stelo dell'utensile.

In alcune lavorazioni (tornitura di collettori in rame per motori elettrici) sono state raggiunte velocità dell'ordine di 5000 m/1′ con profondità di passata inferiore al mezzo millimetro. Non sono viceversa adatti alla lavorazione di acciai e in genere di materiali ferrosi in quanto, a contatto di elementi quali l'ossigeno e il ferro ad alta temperatura, possono innescare reazioni chimiche.

È inoltre possibile produrre utensili realizzati con diamanti *a struttura policristallina* (PCD = *polycristalline diamonds*). Sono ottenuti depositando un sottile strato di diamante e di legante su un supporto costituito da una placchetta in carburo. Si ottengono così utensili a elevatissime prestazioni e meno delicati rispetto al diamante monocristallino.

8-1-12 Altri materiali

Nel corso degli anni sono stati sviluppati e sperimentati diversi altri materiali per utensili, allo scopo di ottenere sempre più elevate prestazioni di taglio, e rendere più efficienti e, soprattutto, più economiche le lavorazioni per asportazione di truciolo. Tra questi, i principali sono:

- *Nitruro di boro policristallino*: possiede un'elevatissima durezza, inferiore solo al diamante, ed è chimicamente inattivo e quindi può essere adoperato per la lavorazione di materiali ferrosi. Viene fornito sotto forma di placchette, è riaffilabile con utensili diamantati ed è adatto alla lavorazione di materiali con durezze a partire da 45 HRC.
- *Boruri metallici*: sono realizzati con boruri di titanio, di zirconio, di molibdeno o di nichel e uniscono a un'elevata durezza, caratteristiche quali un alto modulo di elasticità, una buona resistenza all'usura e un costo inferiore ai carburi.
- *Coronite*: nome commerciale assegnato a un materiale sinterizzato di elevata durezza, composto per il 50% circa da nitruro di titanio a grana fine, inserito uniformemente in una matrice di acciaio trattato termicamente. Unisce, quindi, la tenacità propria degli acciai rapidi con la resistenza all'usura tipica dei carburi metallici sinterizzati.

ISBN 88-408-1028-5

8-2 Nomenclatura unificata dell'utensile a punta singola

8-2-1 Definizioni preliminari

Vengono qui di seguito riportate le indispensabili definizioni degli elementi dell'utensile e dei suoi angoli caratteristici, con particolare riferimento alle lavorazioni di tornitura. Si definisce (fig. 8-5):

- *testa*, la parte dell'utensile dove si trovano le superfici attive e i taglienti;
- *stelo*, la rimanente parte dell'utensile con funzione di appoggio sulla torretta portautensili;
- *collo*, *eventuale* parte dello stelo, contigua alla testa, che ha sezione ridotta rispetto allo stelo, come è richiesto, ad esempio, per torniture interne;
- *base*, la superficie dello stelo che appoggia sul porta-utensile;
- *faccia* o *petto*, la superficie attiva della testa sulla quale si forma e scorre il truciolo;
- *fianchi*, le superficie attive della testa adiacenti alla faccia: *a*) *fianco principale*, la superficie attiva prospiciente la superficie in lavorazione; *b*) *fianco secondario*, la superficie attiva, prospiciente la superficie lavorata.

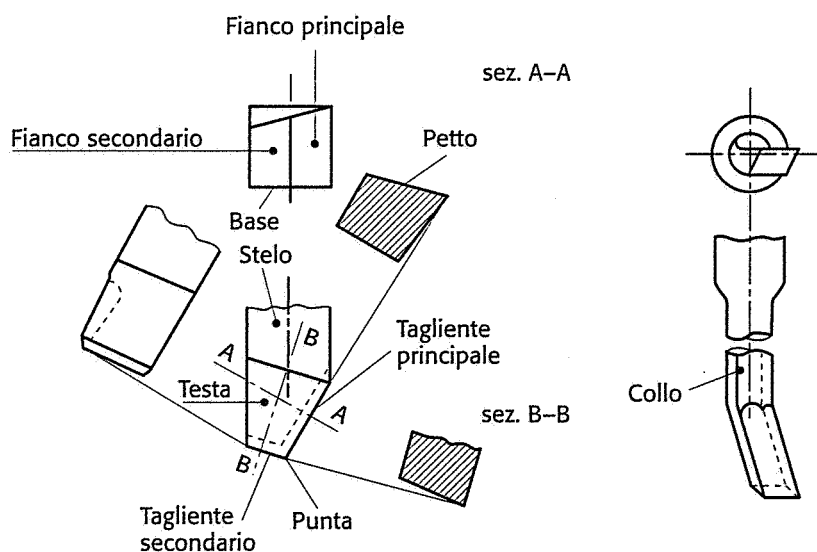



Fig. 8-5 Elementi dell'utensile a punta singola.

È necessario a questo punto richiamare alcune definizioni relative al pezzo in lavorazione (fig. 7.22):

- *superficie da lavorare* è la superficie del pezzo prima dell'asportazione del truciolo;
- *superficie in lavorazione* (o *superficie di taglio*) è la superficie generata, sul pezzo, dall'utensile all'atto dell'asportazione del truciolo;
- *superficie lavorata* è la superficie generata, sul pezzo, dall'utensile dopo l'asportazione del truciolo;

Ritornando alla nomenclatura degli utensili monotaglienti e alla rela-

tiva figura 8-5 si definiscono:

- *taglienti*, le intersezioni della faccia con i fianchi: *a*) *tagliente principale*, l'intersezione della faccia con il fianco principale; *b*) *tagliente secondario*, l'intersezione della faccia con il fianco secondario;
- *profilo*, la linea costituita dal tagliente principale e secondario;
- *punta*, il punto di intersezione fra il tagliente principale e il tagliente secondario: fra i due taglienti è normalmente presente un raccordo.

8-2-2 Angoli caratteristici

Per quanto riguarda la definizione degli angoli caratteristici, si considera come *sistema di riferimento* (fig. 8-6) l'*asse* dello stelo e un *piano* passante per la punta dell'utensile e parallelo al piano di base.

Gli angoli caratteristici degli utensili monotaglienti possono classificarsi in: angoli della *sezione normale*, angoli del *profilo*, angoli *di registrazione*.

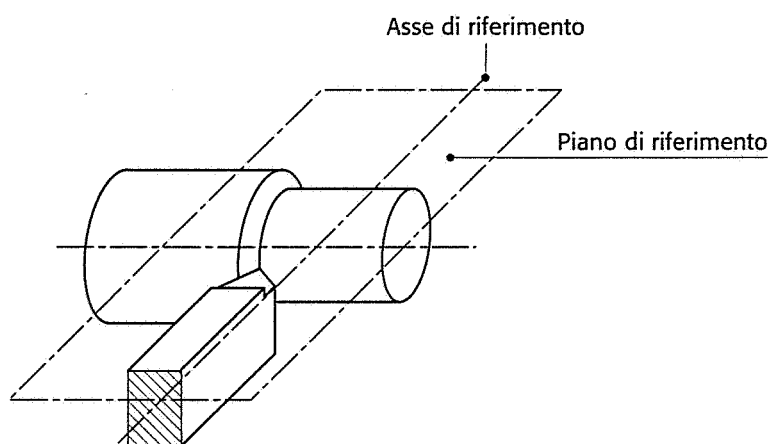



Fig. 8-6 Sistema di riferimento per la definizione degli angoli caratteristici.

8-2-2a Angoli della sezione normale (fig. 8-7)

γ *angolo di spoglia superiore*, formato dalla faccia con il piano di riferimento, misurato in una sezione A-A normale alla proiezione del tagliente principale sul piano di riferimento. (é considerato positivo se la faccia si trova al di sotto del piano di riferimento, negativo se al disopra).

α *angolo di spoglia inferiore principale*, formato, nella sezione A-A di cui sopra, dal fianco principale con un piano contenente il tagliente principale e perpendicolare al piano di riferimento.

α' *angolo di spoglia inferiore secondario*, formato dal fianco secondario con un piano contenente il tagliente secondario e normale al piano di riferimento, misurato in una sezione B-B normale alla proiezione del tagliente secondario sul piano di riferimento.

β *angolo di taglio*, formato dalla faccia con il fianco principale, nella sezione AA: $\beta = 90° - (\alpha + \gamma)$.

ISBN 88-408-1028-5

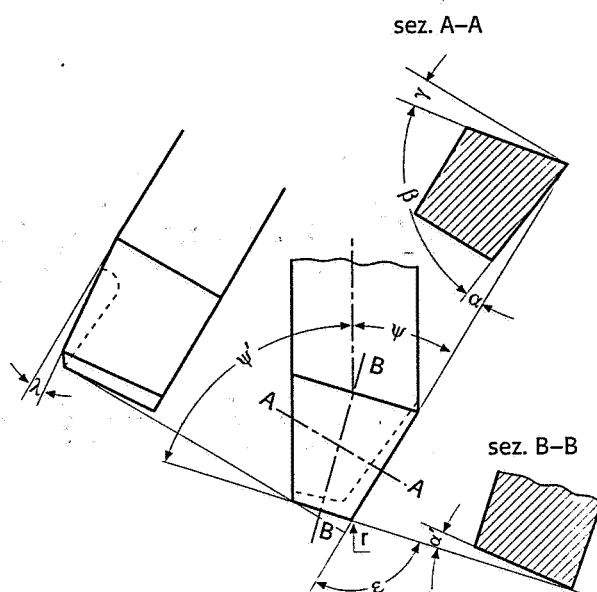



Fig. 8-7 Angoli caratteristici di un utensile secondo la nomenclatura italiana.

8-2-2b Angoli del profilo (fig. 8-7)

ψ *angolo del tagliente principale*, formato, sul piano di riferimento, dalle proiezioni del tagliente principale e dell'asse dello stelo.

ψ' *angolo del tagliente secondario*, formato, sul piano di riferimento, dalle proiezioni del tagliente secondario e dell'asse dello stelo.

ε *angolo dei taglienti*, formato, sul piano di riferimento, dalle proiezioni del tagliente principale e del tagliente secondario.

λ *angolo di inclinazione del tagliente principale*, formato dal tagliente principale con il piano di riferimento. (È considerato positivo se il tagliente si trova al disotto del piano di riferimento, negativo se al disopra).

8-2-2c Angoli di registrazione (fig. 8-8)

χ *angolo di registrazione del tagliente principale*, formato, sul piano di riferimento, dalle proiezioni del tagliente principale e della superficie lavorata.

χ' *angolo di registrazione del tagliente secondario*, formato, sul piano di riferimento, dalle proiezioni del tagliente secondario e della superficie lavorata.

8-3 Il dimensionamento dell'utensile e i suoi effetti sul processo di taglio

Dopo la definizione degli angoli caratteristici è necessario esaminare la loro funzione nel processo di taglio, le eventuali mutue interdipendenze e, ove possibile, dare le indicazioni di massima relative al loro dimensionamento.

8-3-1 Angolo α di spoglia inferiore principale

La formazione della superficie lavorata è dovuta (fig. 7.22) a un moto elicoidale risultante dal moto di *taglio* e dal moto di *alimentazione*, sì

Fig. 8-8 Angoli di registrazione, nella tornitura cilindrica e nella sfacciatura.

che l'utensile descrive un'elica definita dall'avanzamento a (mm/giro) e dal diametro D del pezzo. Dalla figura 8-9 risulta che la traccia OL del piano tangente alla superficie in lavorazione è inclinata, rispetto alla perpendicolare OR all'asse x-x del pezzo in lavorazione, di un angolo φ. Tale angolo riduce la ampiezza dell'angolo α di spoglia inferiore del tagliente principale al valore effettivo $\alpha - \varphi$.

Dalla figura 8-9 risulta:

$$\mathrm{tg}\varphi = \frac{a}{\pi D} \tag{8-1}$$

per i comuni lavori di tornitura l'angolo φ è, in generale, <1°: assume invece valori significativi nei lavori di filettatura.

Fig. 8-9 Definizione dell'angolo α effettivo in funzione dell'angolo φ di inclinazione del moto elicoidale di lavoro.

ISBN 88-408-1028-5

Risulta chiaramente che l'angolo di spoglia inferiore del tagliente principale deve essere maggiore dell'angolo φ di inclinazione del moto elicoidale di lavoro, dato che non è ammissibile lo strisciamento del fianco principale sulla superficie di taglio.

Facendo riferimento alla figura 8-10, da essa risulta chiaramente che quanto maggiore è l'angolo α di spoglia inferiore tanto minore è la sezione resistente (di traccia SS′) dell'utensile alla pressione di taglio derivante dalla sollecitazione del truciolo.

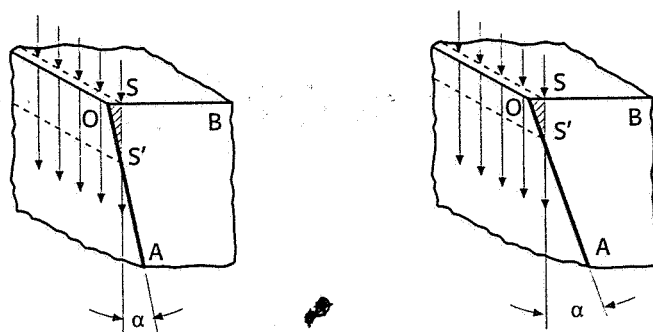



Fig. 8-10 Variazione della sezione resistente dello spigolo tagliente in funzione dell'angolo α di spoglia inferiore (Carro Cao).

Come evidenziato nel paragrafo 8-7, la larghezza del labbro di usura sul fianco dell'utensile VB non può superare certi valori limite (attorno a 1 mm per utensili in carburi sinterizzati); partendo da questo presupposto, la figura 8-11 mette in evidenza che, a parità di altezza di usura (VB = 1 mm) lo spessore S dell'usura del tagliente è di 0,05 mm se l'utensile ha un angolo α di spoglia inferiore a 3°; è di 0,1 mm se l'utensile ha un angolo α di spoglia inferiore a 6°; è di 0,15 mm per un angolo α di spoglia inferiore a 9°. È evidente che l'utensile *c*) con angolo $\alpha = 9°$ raggiunge il valore di usura ammissibile in un tempo maggiore, circa triplo, rispetto all'utensile *a*) con angolo $\alpha = 3°$.

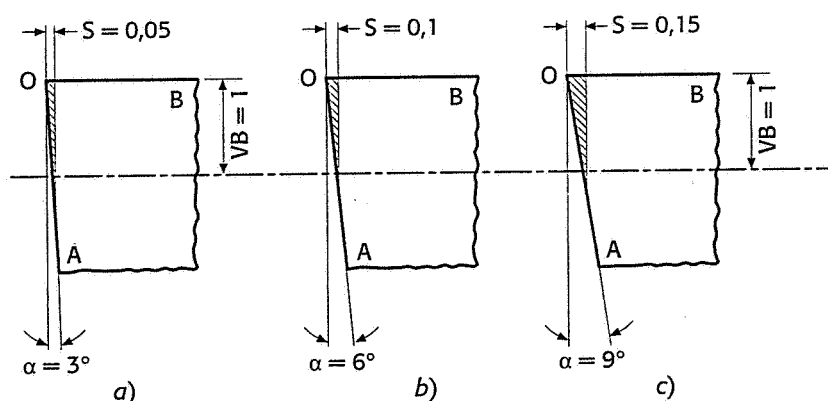



Fig. 8-11 Variazione dello spessore di usura in funzione dell'angolo α di spoglia inferiore.

L'angolo α di spoglia inferiore è funzione del *tipo di materiale in lavorazione*, nel senso che quanto maggiore è la pressione di taglio, tanto maggiore deve essere la sezione resistente dello spigolo tagliente dell' utensile, ciò che si ottiene con piccoli valori dell'angolo α e viceversa.

È inoltre da tenere presente che taluni materiali, sotto l'azione del tagliente dell'utensile subiscono una compressione elastica cui segue un immediato recupero non appena il tagliente è passato. Ciò può provocare uno strisciamento importante contro il fianco dell'utensile qualora il valore dell'angolo α di spoglia inferiore sia insufficiente. Nei materiali duri la deformazione e il conseguente recupero elastico sono praticamente trascurabili, ciò che consente di utilizzare, anche da questo punto di vista, valori minori dell'angolo α.

L'angolo di spoglia inferiore del tagliente principale è anche funzione del *materiale dell'utensile* nel senso che, quanto meno tenace è il materiale dell'utensile, tanto maggiore dovrà essere la sezione resistente dell'utensile stesso (α piccolo) e viceversa.

In base ai concetti sopra esposti l'angolo α può variare da un valore minimo di 2°, per lavorazioni di materiali duri con utensili fragili, fino a raggiungere valori di 12°, e anche 14°, per lavorazioni di materiali teneri con utensili di acciaio.

Nella tabella 8-1 sono riportati valori indicativi dell'angolo α di spoglia inferiore per diversi materiali da lavorare e per diversi materiali.

Tab. 8-1 Valori dell'angolo α di spoglia inferiore consigliati per diversi materiali da lavorare e per diversi materiali dell'utensile.

Materiale da tagliare	Materiale dell'utensile				
	Acciai	Carburi sinterizzati	Ceramica	Diamanti sintetici	Diamanti naturali
Acciaio UNI-C20 TD	3°÷11°	6°÷8°	4°÷6°	–	–
Acciaio UNI-C40 TD	8°÷10°	6°÷8°	4°÷6°	–	–
Acciaio UNI-C60 TD	8°÷10°	6°÷8°	4°÷6°	–	–
Acciai debolmente legati	7°÷9°	5°÷7°	4°÷6°	–	–
Acciaio al manganese (12% Mn)	6°÷8°	4 °÷6°	4°÷6°	–	–
Acciai inox (ferritici e martensitici)	8°÷10°	5°÷8°	4 °÷6°	–	–
Acciai inox (austenitici)	8°÷12°	5°÷10°	4°÷6°	–	–
Ghise grige (UNI-G10 ÷ G20)	8°÷10°	5°÷8°	4°÷6°	–	–
Ghise grige (UNI-G25 ÷ G35)	6°÷9°	4°÷6°	4°÷6°	–	–
Ghisa malleabile a truciolo corto	6°÷9°	5°÷7°	4°÷6°	–	–
Ghisa malleabile a truciolo lungo	7°÷9°	5°÷8°	4°÷6°	–	–
Ghisa sferoidale	7°÷9°	6°÷7°	4°÷6°	–	–
Alluminio e leghe allo stato ricotto	10°÷12°	6°÷10°	4°÷6°	4°÷6°	5°÷8°
Leghe fuse di alluminio	8°÷10°	5°÷7°	4°÷6°	4°÷6°	5°÷8°
Rame	10°÷12°	6°÷8°	4°÷6°	4°÷6°	5°÷8°
Bronzo di alluminio	8°÷11°	5°÷8°	4°÷6°	4°÷6°	5°÷8°
Ottone	8°÷l0°	5°÷8°	4°÷6°	4°÷6°	5°÷8°
Materie plastiche	8°÷10°	6°÷8°	4°÷6°	4°÷6°	5°÷8°

8-3-2 Angolo α′ di spoglia inferiore del tagliente secondario

Poiché i due taglienti, principale e secondario, dell'utensile sono ambedue impegnati nella generazione della superficie lavorata, concetti analoghi a quelli espressi a proposito dell'angolo α di spoglia inferiore del tagliente principale possono esprimersi per l'angolo (o per gli angoli) α′ di spoglia inferiore del tagliente secondario (o dei taglienti secondari).

Così in particolare, in analogia a quanto detto per l'angolo α a proposito del recupero elastico della *superficie di taglio*, si ha un recupero elastico della *superficie lavorata* subito dopo il passaggio del tagliente secondario per cui, in linea di principio, nelle lavorazioni normali, si utilizzano valori angolo α′ di spoglia inferiore del tagliente secondario uguali a quelli angolo α.

ISBN 88-408-1028-5

8-3-3 Angolo γ di spoglia superiore

L'angolo γ di spoglia superiore del tagliente principale è uno dei più importanti tra gli angoli caratteristici di un utensile monotagliente in quanto determina, con l'angolo λ di inclinazione del tagliente principale, la posizione del petto dell'utensile rispetto alla superficie di riferimento e ha diretta influenza sul meccanismo della formazione del truciolo e quindi su numerosi parametri del taglio. È stato già dimostrato ad esempio (relazione 7-10) che, quanto maggiore è l'angolo di spoglia superiore, tanto minore è la deformazione prodotta e le forze necessarie a produrla. Inoltre tanto minore è l'attrito di scorrimento del truciolo sul petto dell'utensile, in conseguenza della riduzione della pressione di taglio che (a seconda del materiale in lavorazione e del materiale dell'utensile) può essere sopportata dal tagliente nonostante la corrispondente riduzione della sua sezione resistente (fig.8-12).

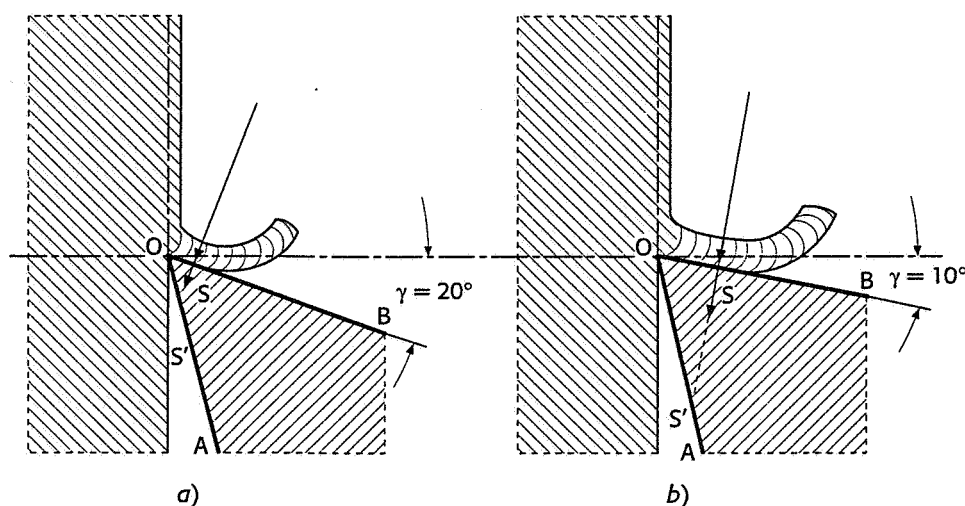



Fig. 8-12 Variazione della sezione resistente dello spigolo di taglio in funzione dell'angolo γ di spoglia superiore.

Il minore lavoro di deformazione e il minor attrito di scorrimento del truciolo, comportano una minor potenza assorbita nel taglio e anche una temperatura di taglio inferiore all'interfaccia truciolo-utensile (fig. 8-13). È quindi possibile, con alti valori dell'angolo γ, aumentare i parametri di taglio con i conseguenti vantaggi produttivi.

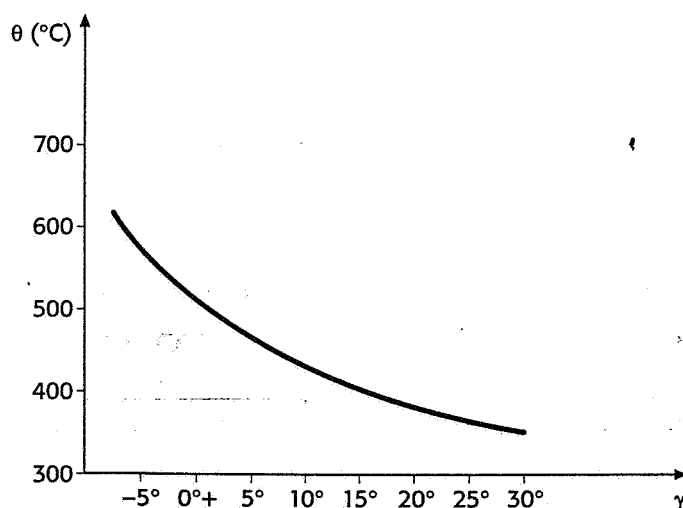



Fig. 8-13 Variazione della temperatura θ di taglio in funzione dell'angolo γ di spoglia superiore dell'utensile.

Dalle considerazioni sopra esposte si può dedurre la convenienza di adottare un angolo γ di spoglia superiore più grande possibile, compatibilmente però con la resistenza dello spigolo tagliente, che è tanto minore quanto più grande è l'angolo γ di spoglia superiore. Viceversa, quanto meno tenace è il materiale da tagliare, tanto più grande conviene che sia l'angolo γ di spoglia superiore; a quest'ultimo concetto fanno eccezione alcuni materiali definiti *difficili da tagliare* (ad esempio, alcuni acciai inossidabili ricotti e acciai al manganese, alcune ghise e talune leghe di rame) per i quali la pressione del truciolo risulta applicata più vicina allo spigolo di taglio rispetto a quanto avviene nella lavorazione di altri materiali definiti *non difficili da tagliare* (fig. 8-14). Per ovviare all'inconveniente di cui alla figura 8-14*a* e impedire che lo spigolo dell'utensile, sottoposto a uno sforzo di taglio eccessivo, possa rompersi, si riduce il valore dell'angolo γ, ottenendosi una sezione resistente S-S′ di maggior ampiezza.
Prendendo infine in esame la dipendenza dell'angolo γ di spoglia supe-

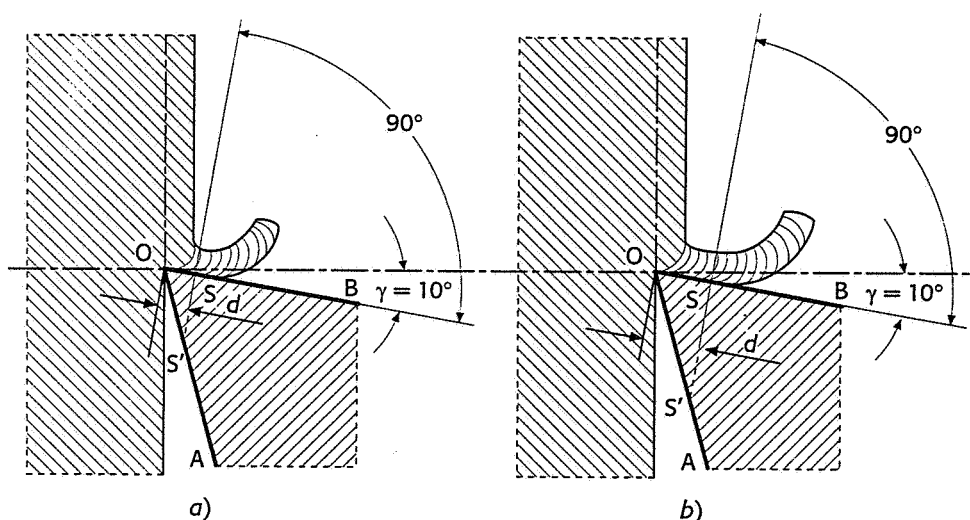



Fig. 8-14 Distanza *d* dallo spigolo di taglio della pressione di taglio: *a*) materiale *difficile da tagliare*; b) materiale *non difficile da tagliare*.

riore dal materiale dell'utensile, è facile concludere che quanto meno tenace è il materiale dell'utensile tanto maggiore deve essere la sezione resistente dell'utensile stesso. Inoltre, alcuni materiali per utensili (quali, ad esempio, alcuni tipi di carburi sinterizzati,i materiali ceramici) possono essere sollecitati esclusivamente a compressione e non a taglio; ciò che comporta valori *negativi* dell'angolo γ di spoglia superiore di entità tale da assicurare, appunto, la sollecitazione a compressione e non a taglio, dello spigolo tagliente (fig. 8-15).

È importante mettere in evidenza che la distanza *d* del *cratere di usura* (*) dal tagliente, oltre a crescere con il crescere dell'avanzamento *a* (mm/giro), varia anche col variare dell'angolo γ di spoglia superiore (fig.8-16).

Ricordando quanto prima detto a proposito delle variazioni di potenza assorbita nel taglio e della temperatura di taglio in funzione dell'angolo γ di spoglia superiore, si comprende facilmente che l'uso di angoli γ di spoglia superiore negativi comporta aumenti notevoli della temperatura di taglio, delle forze e della potenza assorbita.
Negli utensili di carburi sinterizzati e ceramici, i vantaggi relativi

(*) Il *cratere di usura*, come sarà meglio illustrato in seguito, è una cavità che si forma sulla faccia dell'utensile in corrispondenza della zona in cui avviene lo scorrimento del truciolo.

ISBN 88-408-1028-5

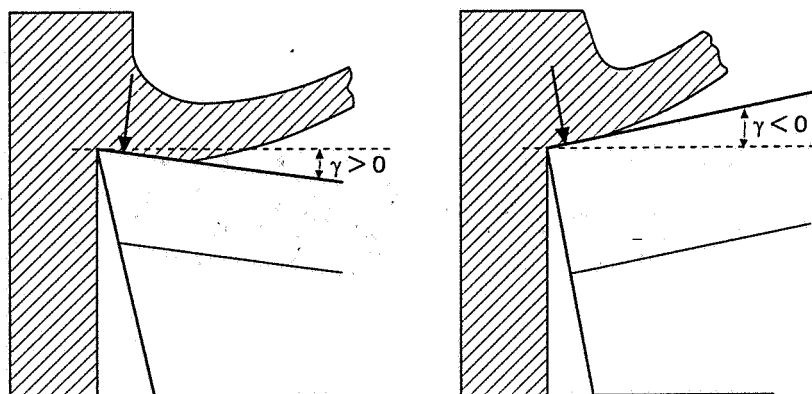



Fig. 8-15 Sollecitazioni in un utensile con angolo γ di spoglia superiore positivo (flessione e taglio) e in uno con angolo γ negativo (compressione).

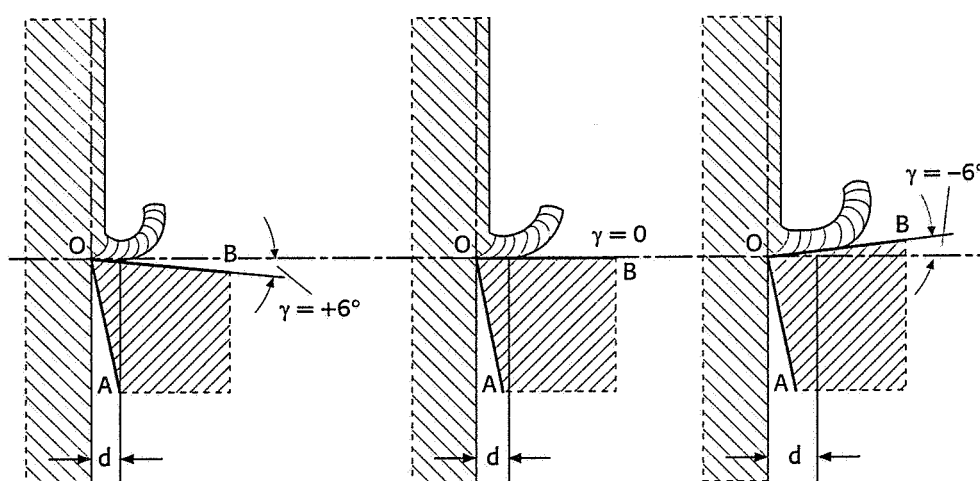



Fig. 8-16 Variazione della distanza *d* del cratere di usare sul petto dell'utensile con il variare dell'angolo γ di spoglia superiore.

all'adozione di valori negativi dell'angolo γ si possono combinare praticamente con quelli prima citati per valori positivi, assegnando alla placchetta un valore positivo di γ e ricavando su di essa una faccetta negativa (smusso) di larghezza uguale a 0,2÷0,4 *a* (*). La faccetta assume la duplice funzione di irrobustire lo spigolo tagliente e antivibrante, derivante appunto dall'eliminazione del raccordo.

Nella tabella 8-2 sono riportati valori indicativi per l'angolo γ di spoglia superiore, per diversi materiali tagliati e per diversi materiali degli utensili.

8-3-4 Angolo β di taglio

L'angolo β di taglio ha influenza sulla robustezza del tagliente dell' utensile. Essendo esso il complemento a 90° degli angoli γ e α [$\beta = 90° - (\gamma + \alpha)$], per esso valgono tutte le argomentazioni, relative a questo particolare punto di vista, messe in evidenza per gli angoli di spoglia superiore e inferiore del tagliente principale.

(*) *a* = avanzamento (mm/giro).

Materiale da tagliare	Materiale dell'utensile				
	Acciai	Carburi sinterizzati	Ceramica	Diamanti sintetici	Diamanti naturali
Acciaio UNI-C20 TD	15°÷25°	8°÷18°	−4°÷ −6°	–	–
Acciaio UNI-C40 TD	12°÷20°	8°÷14°	−4°÷ −6°	–	–
Acciaio UNI-C60 TD	10°÷16°	6°÷10°	−4°÷ −6°	–	–
Acciai debolmente legati	9°÷16°	6°÷12°	−4°÷ −6°	–	–
Acciaio al manganese (12% Mn)	−2°÷ +3°	−6°÷ +3°	−4°÷ −6°	–	–
Acciai inox (ferritici e martensitici)	12°÷18°	6°÷12°	−4°÷ −6°	–	–
Acciai inox(austenitici)	8°÷25°	4°÷20°	−4°÷ −6°	–	–
Ghise grige (UNI-G10 ÷ G20)	8°÷15°	4°÷10°	−4°÷ −6°	–	–
Ghise grige (UNI-G25 ÷ G35)	3°÷10°	0°÷8°	−4°÷ −6°	–	–
Ghisa malleabile a truciolo corto	6°÷10°	4°÷8°	−4°÷ −6°	–	–
Ghisa malleabile a truciolo lungo	6°÷12°	4°÷8°	−4°÷ −6°	–	–
Ghisa sferoidale	6°÷12°	4°÷8	−4°÷ −6°	–	–
Alluminio e leghe allo stato ricotto	15°÷35°	10°÷25°	−4°÷ −6°	−4°÷ −6°	0°÷3°
Leghe fuse di alluminio	8°÷20°	4°÷12°	−4°÷ −6°	−4°÷ −6°	0°÷3°
Rame	20°÷30°	15°÷20°	−4°÷ −6°	−4°÷ −6°	−10°÷ 0°
Bronzo fuso	0°÷8°	0°÷5°	−4°÷ −6°	−4°÷ −6°	−10°÷ 0°
Bronzo di alluminio	10°÷15°	4°÷10°	−4°÷ −6°	−4°÷ −6°	−10°÷ 0°
Ottone	8°÷16°	4°÷12°	−4°÷ −6°	−4°÷ −6°	−10°÷ 0°
Materie plastiche	8°÷18°	15°÷26°	−4°÷ −6°	−4°÷ −6°	−10°÷ 0°

Tab. 8-2 Valori indicativi dell'angolo γ di spoglia superiore del tagliente principale, per diversi materiali tagliati e per diversi materiali degli utensili.

8-3-5 Angolo ψ del tagliente principale

L'angolo ψ influenza le componenti della forza di taglio. Su un utensile con $\psi = 0$, agiscono due sole componenti della forza di taglio (fig. 8-17a): la forza principale di taglio F_z e la resistenza all'avanzamento F_x; ovvero, più correttamente, il raggio di raccordo della punta dell'utensile dà origine a una piccola componente F_y di repulsione. Su un utensile invece con $\psi > 0$ (fig. 8-17b) agisce anche la componente F_y (forza di repulsione).

Dovendo realizzare uno spallamento su di un elemento cilindrico, è indispensabile l'adozione di un utensile *a coltello* ($\psi = 0$), almeno nella fase di finitura (fig. 8-18), o meglio di un utensile con angolo $\psi < 0$ e operazione di sfacciatura eseguita dopo la cilindratura.

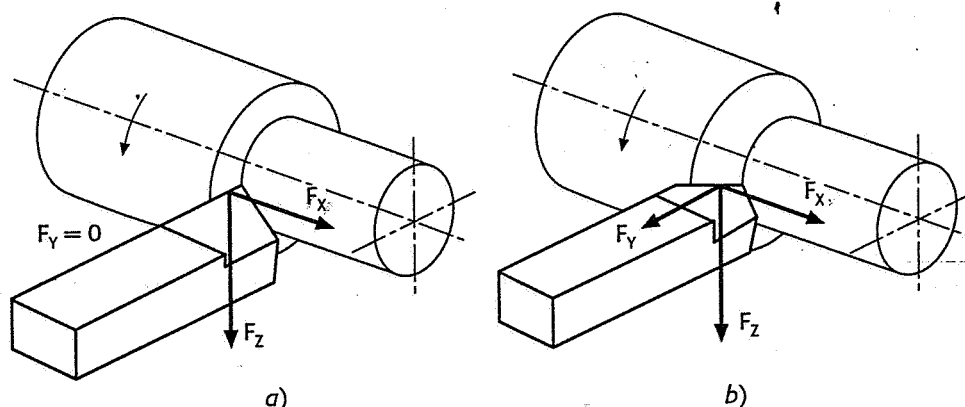



Fig. 8-17 Componenti della forza di taglio:
a) in un utensile con $\psi = 0$;
b) in un utensile con $\psi > 0$.
Fx: resistenza all'avanzamento;
Fy: forza di repulsione;
Fz: forza principale di taglio.

ISBN 88-408-1028-5

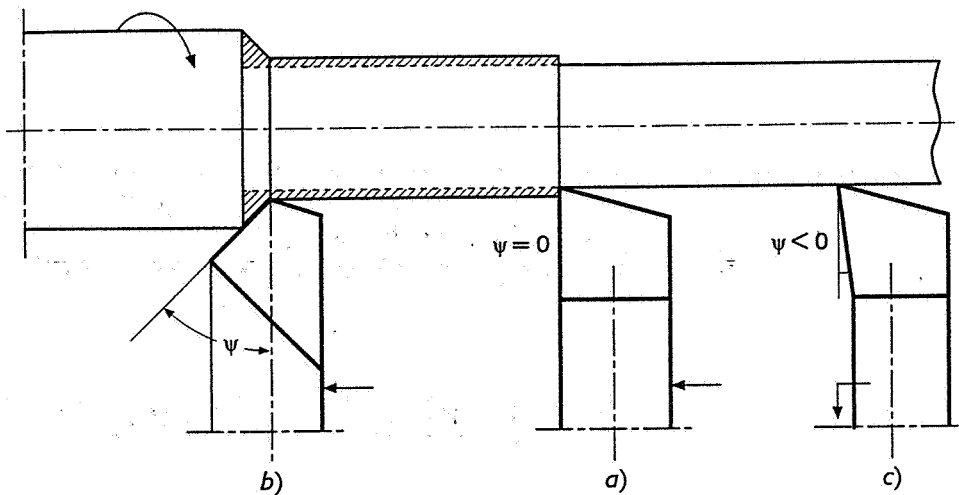



Fig. 8-18 Utilizzazione di un utensile *b*) per sgrossare, con angolo del tagliente principale $\psi > 0$; di un utensile *a*) di tipo a coltello ($\psi = 0$) per la finitura di un elemento cilindrico con spallamento; di un utensile *c*) ($\psi < 0$) per l'esecuzione dello spallamento.

Le relazioni che legano l'angolo ψ del tagliente principale con l'avanzamento a e con lo spessore s del truciolo, con la profondità p di passata e con la larghezza l del truciolo, possono dedursi facilmente dalla figura 8-19:

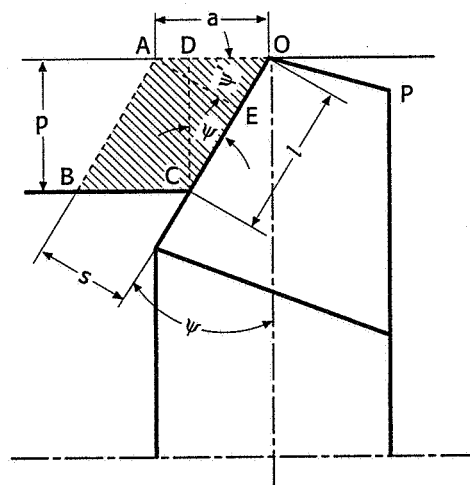



Fig. 8-19 Relazioni che legano l'angolo ψ del tagliente principale con lo spessore s e con la larghezza *l* del truciolo.

esaminando infatti il triangolo rettangolo OAE si ricava:

$$s = a \cos \psi; \tag{8-2}$$

mentre dal triangolo rettangolo OCD risulta:

$$l = \frac{p}{\cos \psi} \tag{8-3}$$

Dalle relazioni 8-2 e 8-3 risulta che per $\psi = 0$, lo spessore del truciolo è uguale all'avanzamento, $s = a$: le stesse relazioni mettono in evidenza che per un dato valore dell'avanzamento a e della profondità di passata p, lo spessore del truciolo diminuisce con l'aumentare dell'angolo ψ e contemporaneamente aumenta la sua larghezza l. Poiché sulla durata del tagliente dell'utensile ha maggiore influenza il valore dello spessore s del truciolo che quello della sua larghezza l, usando un grande valore di ψ il tagliente dura di più; conseguentemente può usarsi per esso un maggior avanzamento (o una maggiore velocità di taglio) a parità di durata.

È bene comunque evitare che lo spessore s del truciolo assuma valori troppo piccoli; ciò produrrebbe, a causa dei cedimenti elastici e degli assestamenti che si verificano quando l'utensile è in lavorazione, il fenomeno del *rifiuto* dello stesso a formarsi dal materiale in lavorazione e un conseguente strisciamento del fianco dell'utensile, assai deleterio ai fini della durata del tagliente e del grado di finitura superficiale.

Tutti gli argomenti finora trattati sembrano consigliare valori dell'angolo ψ del tagliente principale più grandi possibile, purché inferiori a 90° (per consentire all'utensile di effettuare l'asportazione del truciolo) o comunque compatibili con un minimo valore dell'angolo di registrazione.

È però da tenere ben presente che un aumento eccessivo dell' angolo ψ comporta un altrettanto elevato aumento della forza principale di taglio F_z e della forza di repulsione F_y, le quali esercitano sul pezzo in lavorazione forze che possono fare inflettere elasticamente il pezzo, con conseguente aumento del suo diametro nel passaggio dalle zone periferiche a quelle centrali.

Concludendo, le argomentazioni sopra riportate consigliano di adottare un angolo del tagliente principale $\psi = 0$ o <0, nel caso in cui si debbano realizzare spallamenti e nei casi di lavorazione di pezzi poco rigidi (*); consigliano di adottare valori di ψ compresi tra 20° e 70° in condizioni normali di lavorazione, crescenti con la rigidezza del sistema macchina-pezzo-utensile. L'angolo ψ del tagliente principale ha influenza anche sulla direzione nella quale si orienta il truciolo, ma poiché tale influenza è direttamente collegata anche all'angolo λ di inclinazione del tagliente principale, si ritiene conveniente rimandare a quanto sarà detto a proposito di questo angolo.

8-3-6 Angolo ψ' del tagliente secondario

L'angolo ψ' del tagliente secondario ha importanza in quanto, insieme all'angolo ψ determina l'ampiezza dell'angolo ε dei taglienti e quindi influisce sulla robustezza della punta dell'utensile; conviene quindi, da questo punto di vista, assegnare all'angolo ψ' un valore più grande possibile, compatibilmente con la necessità di consentire all'angolo χ' di registrazione del tagliente secondario la sua funzione di angolo che condiziona (così come è stato precedentemente detto a proposito dell' angolo χ di registrazione del tagliente principale) il grado di rugosità teorico della superficie lavorata.

8-3-7 Angolo ε dei taglienti

Questo angolo è determinante nei riguardi della robustezza della punta dell'utensile e contemporaneamente determina, con il *profilo tagliente* corrispondente, il profilo del solco elicoidale che incide la superficie lavorata (par. 8-3-9), ciò che è di fondamentale importanza nei riguardi della finitura superficiale dell'elemento meccanico che si intende realizzare.

(*) Si considerano *pezzi poco rigidi* quelli per i quali il rapporto lunghezza-diametro è >12; si considerano *pezzi molto rigidi* quelli per i quali il rapporto lunghezza-diametro è <6.

ISBN 88-408-1028-5

8-3-8 Angolo λ di inclinazione del tagliente principale

Considerazioni analoghe a quelle esposte precedentemente a proposito dell'influenza dell'angolo γ di spoglia superiore, positivo e negativo, sulla robustezza dello *spigolo tagliente* dell'utensile consentono di affermare che l'angolo λ di inclinazione del tagliente principale ha notevole influenza sulla robustezza della *punta* dell'utensile: così, ad esempio, per l'utilizzazione di inserti di materiali ceramici, che devono essere sollecitati esclusivamente a compressione, è necessario un angolo λ di inclinazione del tagliente principale negativo, di entità tale da assicurare appunto la sollecitazione a compressione e non a taglio della *punta* dell'utensile (fig. 8-20).

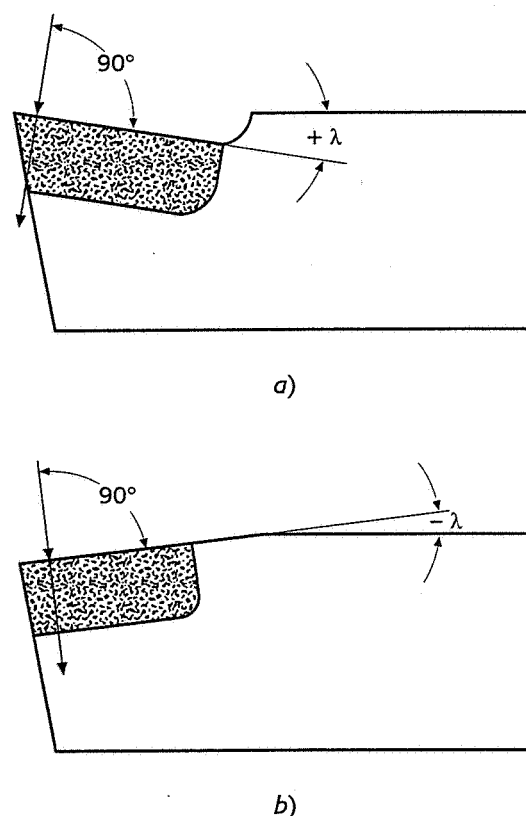



Fig. 8-20 Influenza dell'angolo λ di inclinazione del tagliente principale sulla sollecitazione a taglio o a compressione della punta dell'utensile.

Insieme all'angolo ψ del tagliente principale, l'angolo di inclinazione del tagliente principale è in grado di orientare la direzione di deflusso del truciolo dei materiali che danno luogo alla formazione di *truciolo continuo*; il problema è di grande importanza perché il truciolo fluente o continuo, in generale, è in grado di provocare una serie notevole di inconvenienti (par. 8-5).

Gli angoli λ di inclinazione del tagliente principale e ψ del tagliente principale, determinano effettivamente la direzione di deflusso del truciolo come risulta chiaramente dalla figura 8-21 relativa a un utensile *a coltello* (ψ = 0) con λ positivo: la direzione di deflusso del truciolo va dalla superficie lavorata verso l'esterno; come risulta chiaramente dalla figura 8-22 relativa anch'essa a una lavorazione con utensile *a coltello* (ψ = 0) con λ negativo, la direzione di deflusso del truciolo va contro la superficie lavorata; questo è un inconveniente notevole, specialmente nei lavori di finitura.

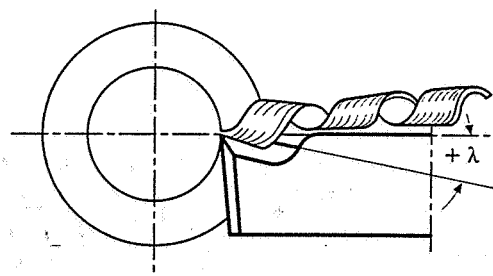



Fig. 8-21 Direzione di deflusso del truciolo con utensile avente $\psi = 0$ e λ positivo.

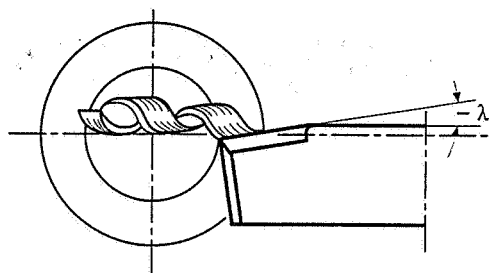



Fig. 8-22 Direzione di deflusso del truciolo con utensile avente $\psi = 0$ e λ negativo.

Il comportamento di un utensile avente $\psi = 0$ e $\lambda = 0$ è illustrato in figura 8-23 dalla quale risulta che, in generale, il truciolo ha la tendenza a defluire pressoché parallelamente alla superficie lavorata, formando il tipo di truciolo denominato "a molla d'orologio", che si spezza quando il suo diametro diviene abbastanza grande.

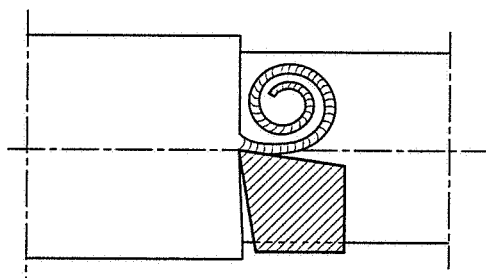



Fig. 8-23 Direzione di deflusso del truciolo con utensile avente $\psi = 0$ e $\lambda = 0$.

Nella figura 8-24 è invece illustrato il comportamento di un utensile avente $\psi = 45°$ e $\lambda = +5°$; la direzione di deflusso del truciolo va dalla superficie lavorata verso l'esterno; le frecce riportate nella stessa figura mettono in evidenza la tendenza della variazione di deflusso del truciolo per vari valori positivi dell'angolo λ.

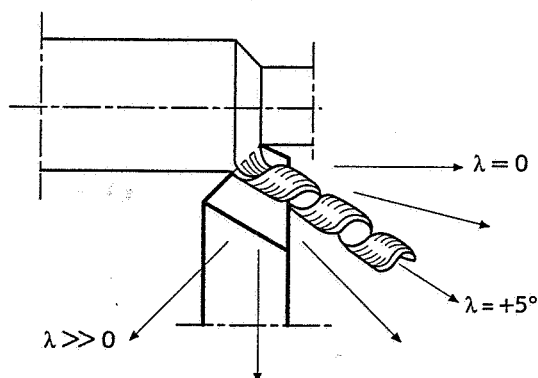



Fig. 8-24 Direzione di deflusso del truciolo con utensile avente $\psi = 45°$ e $\lambda = +5$.

ISBN 88-408-1028-5

La figura 8-25 è invece relativa a un utensile avente anch'esso un angolo del tagliente principale $\psi = 45°$ e $\lambda = -5°$: la direzione di deflusso del truciolo va contro la superficie lavorata; le frecce riportate nella stessa figura mettono in evidenza, anche in questo caso, la tendenza della variazione di deflusso del truciolo per vari valori negativi dell'angolo λ.

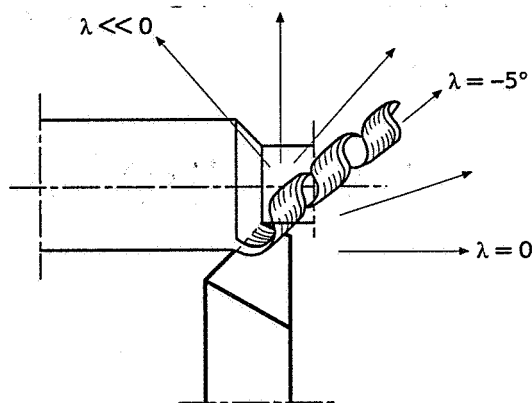



Fig. 8-25 Direzione di deflusso del truciolo con utensile avente $\psi = 45°$ e $\lambda = -5$.

A conclusione delle precedenti considerazioni è possibile consigliare i seguenti valori dell'angolo di inclinazione del tagliente principale:

- λ *negativo*, compreso tra 3° e 15°, quando è necessario rendere robusta la punta dell'utensile, quale è ad esempio il caso di alcuni carburi sinterizzati o ceramici, e non sia indispensabile allontanare il truciolo dalla superficie lavorata [ad esempio, come nel caso di materiali con truciolo spezzato o di utensili con *rompitruciolo* (par. 8-5)]. Un angolo λ di inclinazione del tagliente principale negativo genera un aumento della componente F_y; tale componente, con un sistema macchina-pezzo-utensile poco rigido, può rendere la lavorazione problematica a causa delle vibrazioni che genera, per cui (in questo caso) è sempre consigliabile un angolo di inclinazione $\lambda = 0$.
- λ positivo (3°÷12°), quando si desidera orientare il deflusso del truciolo, allontanandolo dalla superficie lavorata.

8-3-9 Angoli χ e χ' di registrazione dei taglienti principale e secondario e il dimensionamento dell'utensile

Gli angoli χ e χ' di registrazione del tagliente principale e di quello secondario sono stati definiti come gli angoli formati dalle proiezioni della superficie lavorata e del tagliente principale (e di quello secondario) sul piano di riferimento.Tali angoli sono quindi funzione dell' angolo ψ e ψ' e del particolare profilo tornito dall' utensile (vedi fig.8-26).

Gli angoli χ e χ' di registrazione dei taglienti dell'utensile sono quelli che, insieme all'avanzamento e al raggio di raccordo della punta, determinano in condizioni teoriche di lavorazione (in assenza, cioè, di vibrazioni, di imprecisioni nei movimenti della macchina, ecc.), la geometria della superficie lavorata, cioè la *rugosità teorica*.

La rugosità teorica viene espressa in modo evidente ed efficace mediante l'indice R_t^* (rugosità totale teorica), che rappresenta appunto la *altezza delle irregolarità superficiali*.

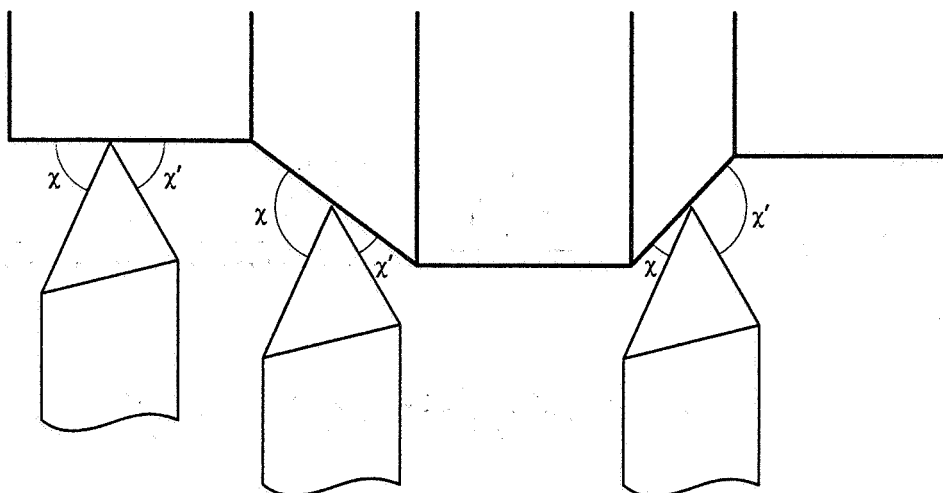



Fig. 8-26 Variazione degli angoli χ e χ' di registrazione dei taglienti dell'utensile, nella lavorazione di un profilo.

- *In assenza di raggio di raccordo sulla punta dell'utensile*, la determinazione dell'indice R_t^* è facilmente deducibile dalla figura 8-27. Infatti dal triangolo ABD risulta:

$$\overline{AD} = \overline{BD} \text{ cotg } \chi' \tag{8-4}$$

mentre dal triangolo BCD si ha:

$$\overline{DC} = \overline{BD} \text{ cotg } \chi \tag{8-5}$$

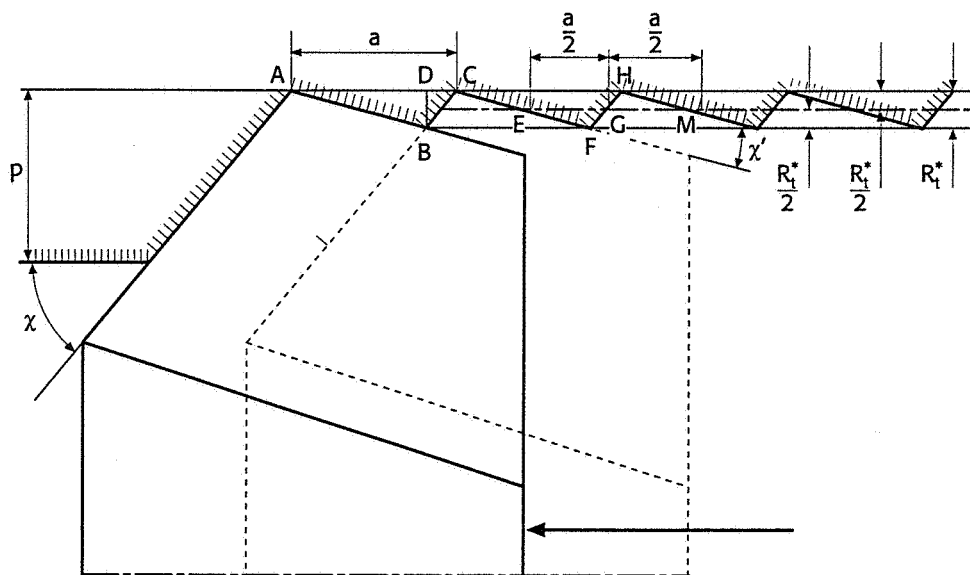



Fig. 8-27 Determinazione degli indici R_t^* e R_a^*, in assenza di raggio di raccordo sulla punta dell'utensile: p = profondità di passata (mm); a = avanzamento (mm/giro).

sommando membro a membro:

$$\overline{AD} + \overline{DC} = \overline{DB} \text{ (cotg } \chi' + \text{cotg } \chi) \tag{8-6}$$

ma poiché è:

$$\overline{AD} + \overline{DC} = \overline{AC} = a \tag{8-7}$$

e

$$\overline{BD} = R_t^* \tag{8-8}$$

ISBN 88-408-1028-5

risulta:

$$R_t^* = \frac{a}{\text{cotg}\,\chi + \text{cotg}\,\chi'} \cdot 10^3\ (\mu\text{m}) \qquad (8\text{-}9)$$

Per quanto riguarda l'indice R_a^*, è noto che esso è riferito alla linea media, la cui ordinata si ricava dalla relazione:

$$\frac{\text{area ABC}}{a} = \frac{R_t^*}{2} \qquad (8\text{-}10)$$

Si ha:

$$R_a^* = \frac{\text{area EFG} + \text{area GHM}}{a} \qquad (8\text{-}11)$$

ma essendo:

$$\text{area EFG} = \text{area GHM}; \qquad (8\text{-}12)$$

risulta:

$$R_a^* = 2\,\frac{\text{area EFG}}{a} \qquad (8\text{-}13)$$

da cui:

$$R_a^* = \frac{R_t^*}{4}\ (\mu\text{m}) \qquad (8\text{-}14)$$

- *In presenza di raggio di raccordo r (mm) sulla punta dell'utensile*, che è il caso più ricorrente nella pratica, si possono presentare due diverse condizioni di taglio: l'utensile genera la superficie lavorata esclusivamente con la parte curvilinea del tagliente, oppure la generazione della superficie lavorata avviene interessando, oltre il raggio di raccordo, anche la parte rettilinea dei taglienti dell'utensile. Perché la generazione della superficie lavorata avvenga *esclusivamente* con la parte curvilinea del profilo è necessario che si verifichino le condizioni (fig. 8-28):

$$\overline{ND} \leq \overline{AC} \qquad (8\text{-}15)$$

$$\overline{DE} < \overline{QB} \qquad (8\text{-}16)$$

cioè:

$$\frac{a}{2} < r \text{ sen}\,\chi \qquad (8\text{-}17)$$

$$\frac{a}{2} < r \text{ sen}\,\chi' \qquad (8\text{-}18)$$

da cui:

$$\text{sen}\,\chi \geq \frac{a}{2r} \qquad (8\text{-}19)$$

$$\text{sen}\,\chi' \geq \frac{a}{2r} \qquad (8\text{-}20)$$

cioè:

$$\chi \geq \text{arc sen}\,\frac{a}{2r} \qquad (8\text{-}21)$$

$$\chi' \geq \text{arc sen}\,\frac{a}{2r} \qquad (8\text{-}22)$$

La *larghezza del truciolo equivalente* è in questo caso espressa dalla relazione

$$l_e = \frac{p - r\,(1 - \cos\chi)}{\text{sen}\,\chi} + r \cdot \chi \cdot \frac{\pi}{180} + r\,\text{arc sen}\,\frac{a}{2r} \qquad (8\text{-}23)$$

La rugosità teorica R_t^* si ricava facilmente osservando che (fig. 8-28):

$$\overline{KZ} = \overline{O'K} - \overline{O'Z}$$

a cui:

$$R_t^* = \left(r - \sqrt{r^2 - \frac{a^2}{4}}\right) \cdot 10^3\ (\mu m) \qquad (8\text{-}24)$$

In sostituzione della (8-24), è possibile utilizzare la formula approssimata di Schmalz:

$$R_t^* = \frac{a^2}{8r} \cdot 10^3\ (\mu m) \qquad (8\text{-}25)$$

ottenuta sostituendo l'arco di circonferenza NE con un arco di parabola. [Essendo il valore dell'avanzamento *a* sempre molto piccolo, in pratica, le differenze tra le due relazioni (8-24) e (8-25) sono trascurabili].

Come nel caso precedente, anche in questo caso l'indice R_a^* vale:

$$R_a^* = \frac{a^2}{32r} \cdot 10^3 = \frac{R_t^*}{4}\ (\mu m) \qquad (8\text{-}26)$$

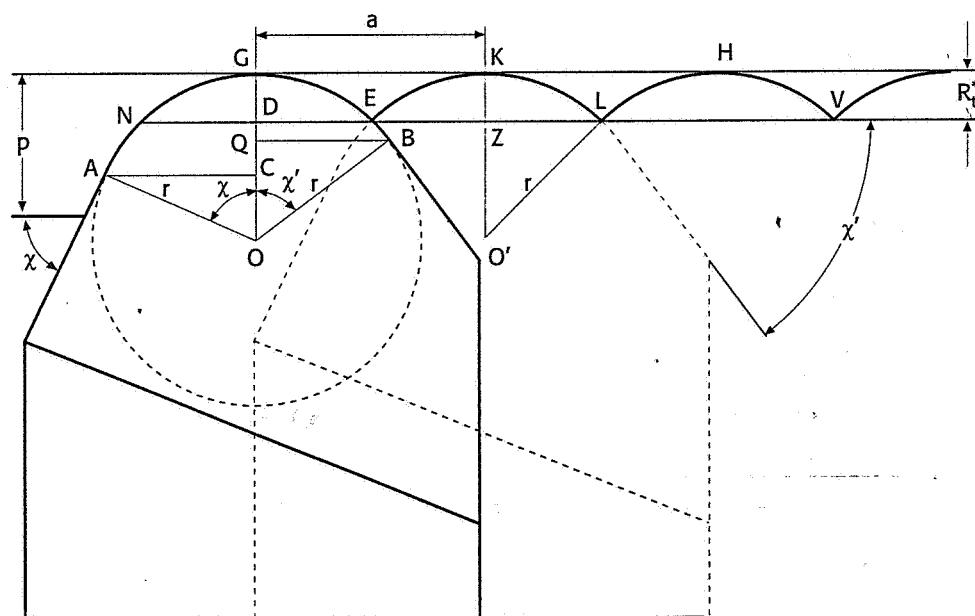



Fig. 8-28 Determinazione dell'indice R_t^* quando l'utensile genera la superficie lavorata esclusivamente con la parte curvilinea del profilo.

ISBN 88-408-1028-5

- Perché la generazione della superficie lavorata avvenga interessando, oltre il raggio di raccordo r, *anche i taglienti principale e secondario dell'utensile*, è necessario che si verifichino le condizioni (fig. 8-29):

$$\overline{KP} > \overline{PC} \tag{8-27}$$

$$\overline{PH} > \overline{QB} \tag{8-28}$$

cioè:

$$\frac{a}{2} > r \operatorname{sen} \chi \tag{8-29}$$

$$\frac{a}{2} > r \operatorname{sen} \chi' \tag{8-30}$$

da cui:

$$\chi < \operatorname{arc\,sen} \frac{a}{2r} \tag{8-31}$$

$$\chi' < \operatorname{arc\,sen} \frac{a}{2r} \tag{8-32}$$

La *larghezza del truciolo equivalente* è in questo caso espressa dalla relazione

$$l_e = \frac{p - r\,(1 - \cos\chi)}{\operatorname{sen}\chi} + r\,(\chi + \chi') \cdot \frac{\pi}{180} + \frac{a \cdot \operatorname{sen}\chi - r\,[1 - \cos(\chi + \chi')]}{\operatorname{sen}(\chi + \chi')} \tag{8-33}$$

La rugosità totale teorica si ricava facilmente osservando che:

$$R_t^* = \overline{OG} - \overline{OD} = r - \overline{OD}$$

Il valore di OD si ricava dalle seguenti considerazioni:

$$a = \overline{NE} = \overline{NS} + \overline{SD} + \overline{DZ} + \overline{ZE} \tag{8-34}$$

dove:

$$\overline{NS} = \overline{AS} \operatorname{ctg}\chi = r\cos\chi \operatorname{ctg}\chi - \overline{OD} \operatorname{ctg}\chi \tag{8-35}$$

$$\begin{aligned} \overline{SD} &= r \operatorname{sen}\chi \\ \overline{DZ} &= r \operatorname{sen}\chi' \end{aligned} \tag{8-36}$$

$$ZE = \overline{BZ} \operatorname{ctg}\chi' = r\cos\chi' \operatorname{ctg}\chi' - \overline{OD} \operatorname{ctg}\chi' \tag{8-37}$$

Sostituendo i valori così trovati nella (8-34) si ricava:

$$\overline{OD} = \frac{-a + r\,(\cos\chi \operatorname{ctg}\chi + \operatorname{sen}\chi + \cos\chi' \operatorname{ctg}\chi' + \operatorname{sen}\chi')}{\operatorname{ctg}\chi + \operatorname{ctg}\chi'} \tag{8-38}$$

Introducendo il valore di OD così calolato si ottiene:

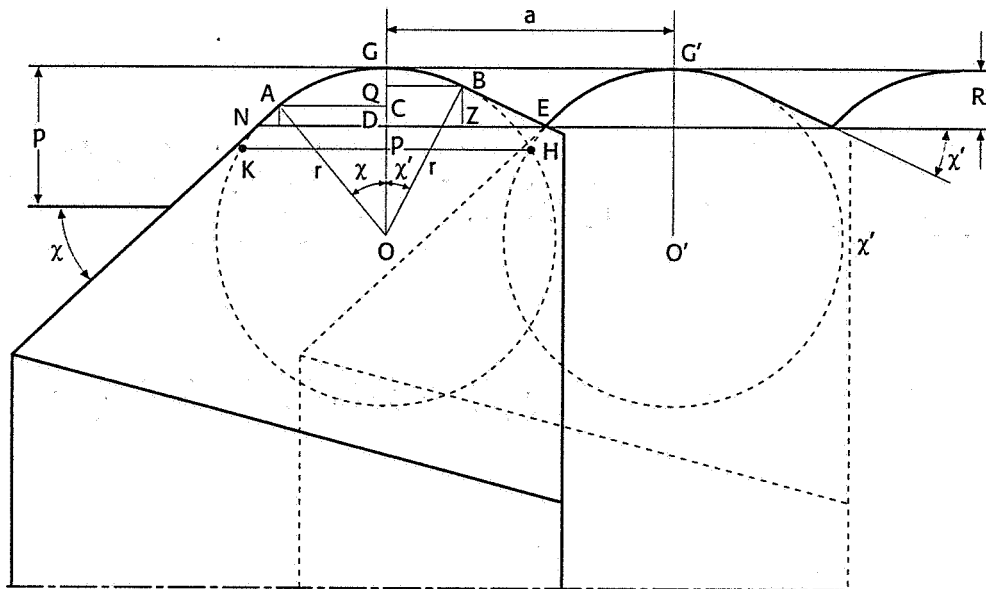



Fig. 8-29 Determinazione dell'indice R_t* quando l'utensile genera la superficie lavorata interessando, oltre il raggio di raccordo, anche i taglienti principale e secondario dell'utensile.

$$R_t^* = \frac{1}{\text{ctg}\,\chi + \text{ctg}\,\chi'} \cdot \left[a - r\left(\frac{1-\cos\chi}{\text{sen}\,\chi'} + \frac{1-\cos\chi'}{\text{sen}\,\chi'}\right)\right] \qquad (8\text{-}39)$$

può essere scritta:

$$R_t^* = \frac{10^3}{\text{ctg}\,\chi + \text{ctg}\,\chi'} \cdot \left[a - r\left(\text{tg}\,\frac{\chi}{2} + \frac{\text{tg}\,\chi'}{2}\right)\right] \qquad (8\text{-}40)$$

Se si desidera avere un'idea approssimata anche del valore dell'indice R_a^*, si può fare riferimento alla relazione (8-14): $R_a^* = 1/4\ R_t^*$.

- Perché la generazione della superficie lavorata avvenga interessando, oltre il raggio di raccordo r, anche *il tagliente secondario dell'utensile*, è necessario che si verifichino le condizioni (fig. 8-30):

$$\overline{KP} < \overline{AC} \qquad (8\text{-}41)$$

$$\overline{PH} > \overline{QB} \qquad (8\text{-}42)$$

cioè:

$$\frac{a}{2} < r\,\text{sen}\,\chi \qquad (8\text{-}43)$$

$$\frac{a}{2} > r\,\text{sen}\,\chi' \qquad (8\text{-}44)$$

da cui:

$$\chi > \text{arc sen}\,\frac{a}{2r} \qquad (8\text{-}45)$$

$$\chi < \text{arc sen}\,\frac{a}{2r} \qquad (8\text{-}46)$$

La *larghezza del truciolo equivalente* è in questo caso espressa dalla relazione

ISBN 88-408-1028-5

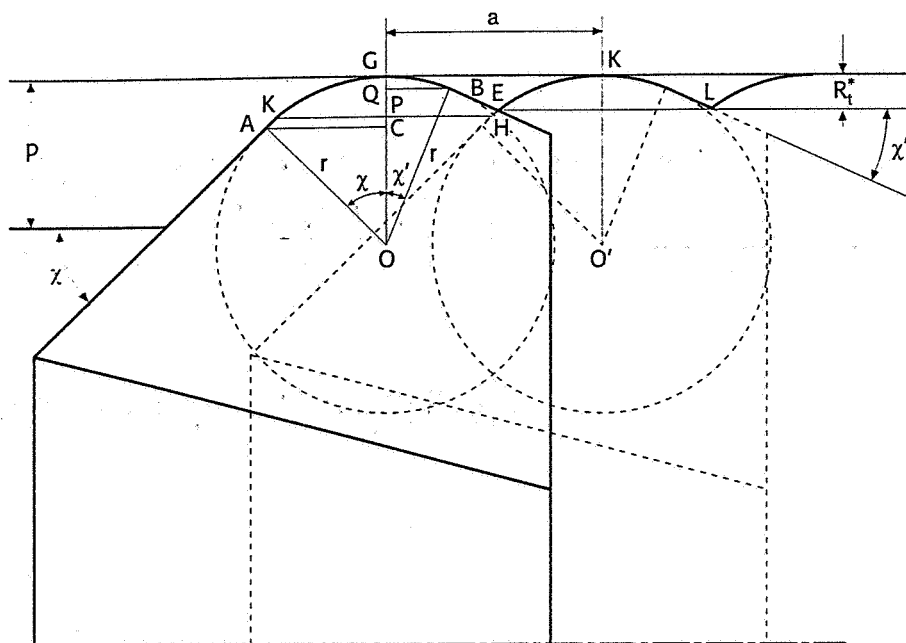



Fig. 8-30 Determinazione dell'indice R_t^* quando l'utensile genera la superficie lavorata interessando, oltre il raggio di raccordo, anche il tagliente secondario dell'utensile.

$$l_e = \frac{p - r\,(1 - \cos\chi)}{\text{sen}\,\chi} + r\,(\chi + \chi') \cdot \frac{\pi}{180} + a \cos\chi' - \sqrt{r^2 - (r - a\,\text{sen}\,\chi')^2} \qquad (8\text{-}47)$$

La rugosità totale teorica è data dalla relazione:

$$R_t^* = r\,(1 - \cos\chi) + a\,\text{sen}\,\chi' \cos\chi' - \text{sen}\,\chi' \sqrt{a\,\text{sen}\,\chi'\,(2r - a\,\text{sen}\,\chi)} \cdot 10^3\ (\mu\text{m}) \qquad (8\text{-}48)$$

Un'idea approssimata del valore dell'indice R_a^*, si può avere facendo riferimento alla relazione (8-14): $R_a^* = 1/4\ R_t^*$.

- Perché la generazione della superficie lavorata avvenga interessando, oltre il raggio di raccordo r, *anche il tagliente principale dell'utensile,* è necessario che si verifichino le condizioni (fig. 8-31):

$$\overline{KP} > \overline{AC} \qquad (8\text{-}49)$$

$$\overline{PH} < \overline{QB} \qquad (8\text{-}50)$$

cioè:

$$\frac{a}{2} > r\,\text{sen}\,\chi \qquad (8\text{-}51)$$

$$\frac{a}{2} < r\,\text{sen}\,\chi' \qquad (8\text{-}52)$$

da cui:

$$\chi < \text{arc sen}\,\frac{a}{2r} \qquad (8\text{-}53)$$

$$\chi > \text{arc sen}\,\frac{a}{2r} \qquad (8\text{-}54)$$

La *larghezza del truciolo equivalente* è in questo caso espressa dalla relazione

$$l_e = \frac{p - r\,(1 - \cos\chi)}{\text{sen}\,\chi} + r \cdot (\chi + \chi') \cdot \frac{\pi}{180} + \qquad (8\text{-}55)$$
$$+ r \,\text{arc sen}\left[\frac{(a \cdot \text{sen}\,\chi - r)\,\text{sen}\,\chi - \cos\chi\,\sqrt{r^2 - (r \cdot a \cdot \text{sen}\,\chi')^2}}{r}\right]$$

La rugosità teorica è data dalla relazione:

$$R_t^* = r\,(1 - \cos\chi) + a\,\text{sen}\,\chi\,\cos\chi - \qquad (8\text{-}56)$$
$$- \text{sen}\,\chi' \sqrt{a\,\text{sen}\,\chi' (2r - a\,\text{sen}\,\chi)} \cdot 10^3\ (\mu\text{m})$$

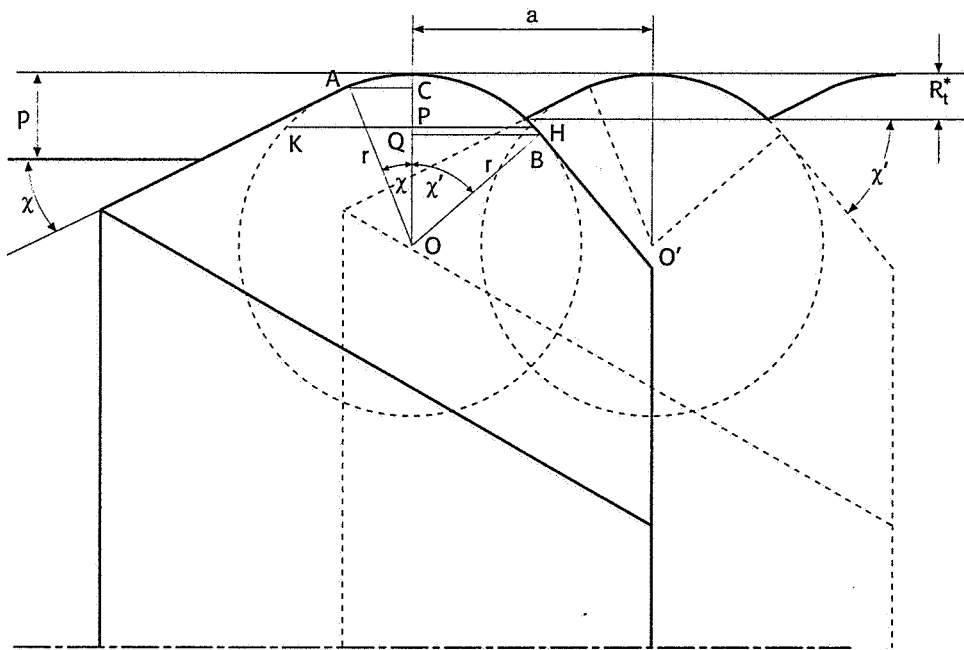



Fig. 8-31 Determinazione dell'indice R_t^* quando l'utensile genera la superficie lavorata interessando, oltre il raggio di raccordo, anche il tagliente principale dell'utensile.

La relazione (8-14): $R_a^* = 1/4\ R_t^*$ può dare un'idea approssimata dell' indice R_t^*.

8-4 Il dimensionamento dell'utensile in relazione al grado di finitura della superficie lavorata

8-4-1 L'influenza del raggio di arrotondamento dello spigolo tagliente

I valori di rugosità reali R_t e R_a di una superficie lavorata possono divergere in maniera anche abbastanza importante da quelli teorici calcolati; in pratica, la rugosità reale R_t è sempre maggiore di quella teorica e ciò può essere imputato ai fattori seguenti:

- aumento di R_t^* dovuto al *ritorno elastico* del materiale in lavorazione;
- aumento di R_t^* dovuto alle deformazioni plastiche del materiale nella zona di taglio;
- aumento di R_t^* causato dalla rugosità propria dello spigolo tagliente dell'utensile;

ISBN 88-408-1028-5

- aumento di R_t* derivante da insufficiente rigidità del sistema macchina-pezzo-utensile;
- aumento di R_t* dovuto all'attrito tra fianco dell'utensile e materiale in lavorazione.

In particolare la presenza di deformazioni elastiche è dovuta alla esistenza di un raggio di raccordo ρ # o tra la faccia e il fianco dell'utensile (fig. 8-32).

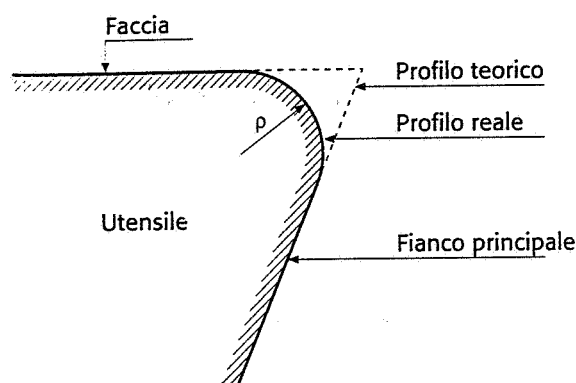



Fig. 8-32 Profilo reale dello spigolo tagliente di un utensile.

All'inizio di ogni passata, il contatto tra materiale da lavorare e tagliente dell'utensile avviene nel punto *M* che è la parte più sporgente del raccordo (fig. 8-33); mano a mano che il tagliente penetra nel pezzo in lavorazione, il centro delle tensioni massime si sposta da *M* verso *N*; la porzione di materiale situata a sinistra del punto *N* non si distacca: l'utensile spinge avanti a sé lo strato rimanente, che si deforma plasticamente e si distacca dal pezzo secondo un *piano di scorrimento NA*.

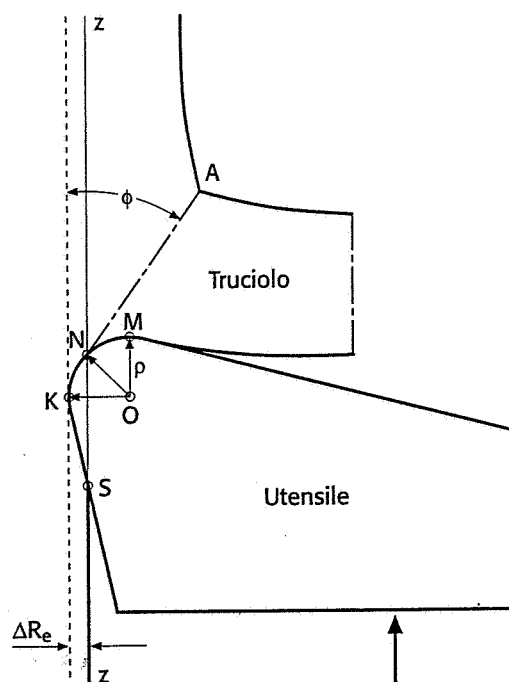



Fig. 8-33 Ritorno elastico del materiale ΔR_e, dopo il passaggio dell'utensile.

In altre parole, la porzione di materiale alla destra della linea *zz* si distacca sotto forma di truciolo, scorrendo lungo la linea di scorrimento *NA*, mentre la frazione di materiale situata alla sinistra della linea *zz* è compressa dal tagliente e, non appena ha oltrepassato il punto *K*

dell'utensile, si distende per effetto della elasticità, per stabilizzarsi al punto S distante ΔR_e da K e corrispondente al disimpegno del fianco dell'utensile dal materiale in lavorazione. Questo fenomeno del *ritorno elastico* è caratteristico delle lavorazioni per asportazione di truciolo ed assume notevole importanza in alcune operazioni quali la brocciatura, la filettatura, ecc.

È quindi chiaramente evidente che l'elasticità introduce una sorgente di alterazione della rugosità teorica, e il fenomeno è complicato dal fatto che il ritorno elastico varia da un punto all'altro della superficie. In particolare il materiale non si distende nello stesso modo secondo che si tratti di una *cresta* o di una *valle*.

L'influenza dei fattori sopra menzionati sul grado di finitura superficiale può essere contenuta entro limiti molto ristretti. La figura 8-34 mette in evidenza scostamenti eccezionalmente piccoli tra rugosità reale e teorica, riportati da Micheletti.

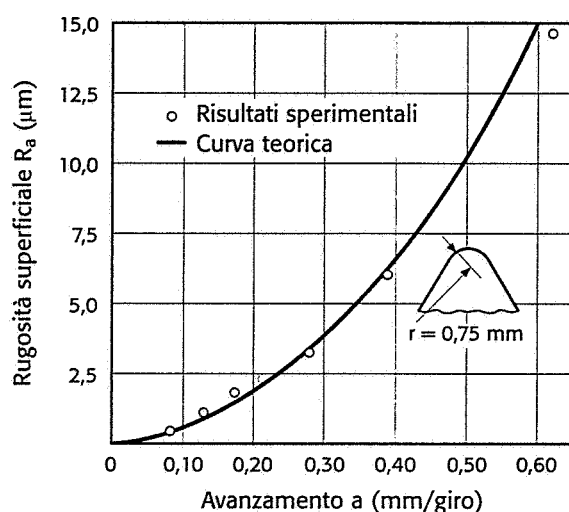



Fig. 8-34 Confronto tra rugosità reale e teorica (Micheletti).

8-4-2 L'influenza del raggio di raccordo tra i taglienti

Riprendendo, a questo punto in esame gli indici R_t* e R_a* di rugosità teorica, si nota dalle relazioni (8-9) e (8-14) che, *in assenza di raggio di raccordo* sulla punta dell'utensile, essi diminuiscono col diminuire dell'avanzamento e col diminuire di ciascuno degli angoli di registrazione dell'utensile.

Un utensile, ad esempio, cosidetto *finitore simmetrico* (fig.8-35) con $r = 0$ e $\chi = \chi' = 50°$, con un avanzamento $a = 0{,}1$ mm/giro, dà un grado di rugosità teorico R_t* = 60 μm, cui corrisponde un valore di R_a* = 15 μm, superiore quindi a quello (12 μm) che le norme UNI considerano come valore massimo indicativo in *lavorazioni di sgrossatura* (!); inoltre gli angoli di registrazione relativamente grandi facilitano la rapida usura e/o scheggiatura della punta a spigolo vivo con conseguente variazione della geometria e prematura messa fuori servizio dell'utensile.

Un utensile avente invece, ad esempio, i seguenti angoli caratteristici: $\chi = 10°$; $\chi' = 5°$; sempre con avanzamento $a = 0{,}1$ mm/giro e, naturalmente, con $r = 0$, dà un grado di rugosità teorico R_t* = 6 μm, cui corrisponde un valore R_a* = 1,5 μm, ottimo per una *lavorazione di finitura* al tornio.

Potrebbe anche essere sufficiente assegnare piccoli valori solo all'angolo χ' di registrazione del tagliente secondario, adoperando valori qualunque per l'angolo χ di registrazione del tagliente principale.

ISBN 88-408-1028-5

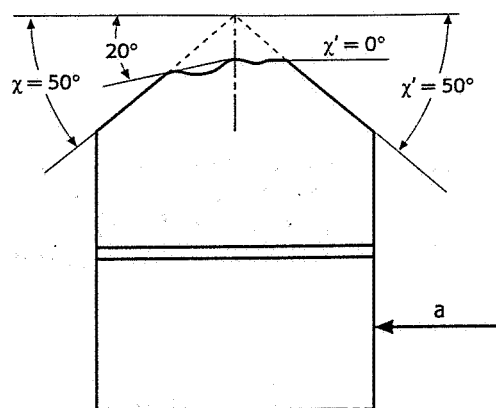



Fig. 8-35 Formazione di faccette di usura parallele all'avanzamento longitudinale in un utensile finitore simmetrico.

Così, ad esempio, un *utensile a coltello*, con $r = 0$, che ha: $\chi = 90°$; $\chi' = 5°$, utilizzato anch'esso per lavorazioni di finitura con avanzamento $a = 0{,}1$ mm/giro, dà un grado di rugosità teorico $R_a^* = 2{,}25$, ancora molto buono per una lavorazione di finitura al tornio.

Per quanto sopra detto a proposito della geometria conseguente alla usura e/o alla scheggiatura della punta di un utensile con $r = 0$, un utensile quale quello dell'esempio precedente, sarebbe in pratica soggetto a un'assai rapida usura e/o scheggiatura della punta.

Nella pratica industriale, vengono utilizzati utensili che hanno, nella stragrande maggioranza dei casi, *un raggio di raccordo fra il tagliente principale e quello secondario,* che ha lo scopo fondamentale di irrobustire la punta dell'utensile, essendo essa la zona più debole del profilo (fig. 8-36). La presenza del raggio di raccordo r (mm) fa sì che la *punta dell'utensile* non possa più identificarsi con un punto ben preciso e determinato del profilo dell'utensile, ma piuttosto con l'intero raggio di raccordo tra il tagliente principale quello secondario.

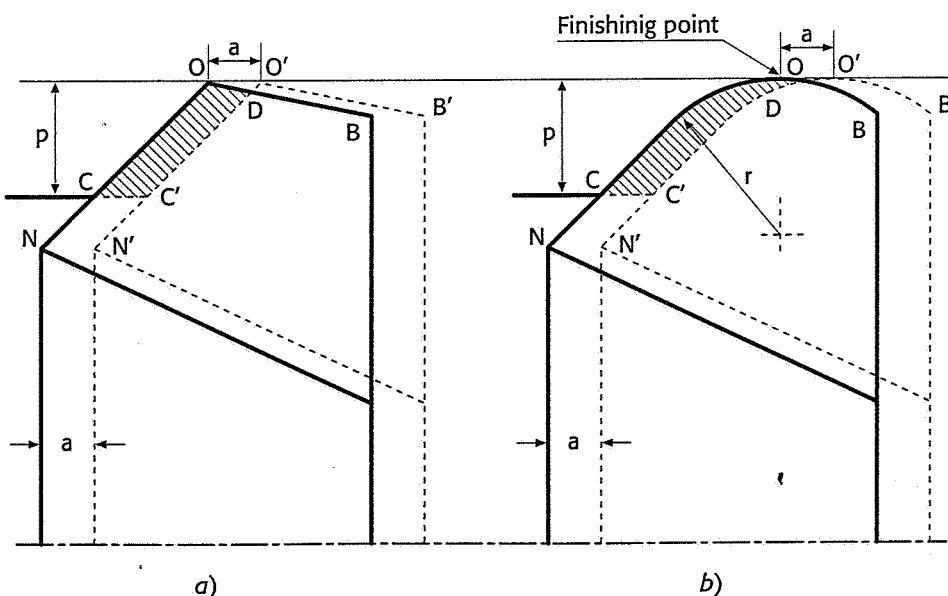



Fig. 8-36 Confronto tra due utensili: *a*) a spigolo vivo; *b*) con raggio di raccordo.

Il raccordo influisce sullo spessore del truciolo che varia lungo l'arco di circonferenza: se il raggio è relativamente grande (vedi ancora fig. 8-37*b*) lo spessore del truciolo si riduce gradualmente fino ad annullarsi all'inizio del tagliente secondario, dove le sollecitazioni dovute al taglio risultano pertanto molto ridotte; se il raggio di raccordo è piccolo, l'assottigliamento del truciolo si verifica invece bruscamente nelle immediate vicinanze del *finishing point* (fig. 8-37a).

Da questo punto di vista sembra quindi opportuna l'utilizzazione di un raggio di raccordo piuttosto ampio; ciò risulta vantaggioso anche dal punto di vista della finitura superficiale.

La relazione (8-25) mette in evidenza che, quando la generazione della superficie lavorata avviene esclusivamente con la parte curvilinea del tagliente, la *rugosità teorica diminuisce col diminuire dell'avanzamento e con l'aumentare del raggio di raccordo.*

Fig. 8-37 Influenza del raggio di raccordo sulla variazione dello spessore del truciolo: *a*) utensile con piccolo raggio di raccordo; *b*) utensile con grande raggio di raccordo.

Riprendendo in esame l'utensile *finitore simmetrico* di cui agli esempi precedenti, con $\chi = \chi' = 50°$, con lo stesso avanzamento $a = 0{,}1$ mm/giro, perché la generazione della superficie lavorata avvenga esclusivamente con la parte curvilinea dei taglienti è necessario che il raggio di raccordo assuma valori: $r \geq 0{,}07$ mm, in modo che risultino soddisfatte entrambe le disequazioni (8-21) e (8-22).

È sufficiente un raggio di raccordo $r = 0{,}2$ mm per ottenere indici di rugosità teorica validi per una lavorazione di finitura al tornio ($R_t^* = \sim 6$ µm; $R_a^* = \sim 1{,}5$ µm), mentre con $r = 0{,}6$ mm si ottiene: $R_t^* = 2$; $R_a^* = 0{,}5$; valori teorici corrispondenti ai minimi gradi di rugosità ottenibili praticamente in lavorazioni di tornitura.

Perché la generazione della superficie lavorata, col sopracitato utensile finitore simmetrico, potesse avvenire interessando, oltre il raggio di raccordo r, anche la parte rettilinea dei taglienti, sarebbe necessario adottare valori estremamente piccoli del raggio di raccordo [$r < 0{,}07$ mm; vedi relazioni (8-31) e (8-32)], con conseguente notevole riduzione della durata dell'utensile e con valori del grado di rugosità [vedi relazione (8-40)] al di sopra di quelli massimi ammissibili per una *lavorazione di finitura* al tornio (per $r = 0{,}065$, si ha $R_a^* = 6$).

Quanto sopra spiega chiaramente come l'utensile *finitore simmetrico* sia considerato un utensile particolare, la cui *punta curvilinea* è definita *tagliente principale*.

Perché un *utensile a coltello* sia in grado di realizzare la superficie lavorata esclusivamente con la parte curvilinea dei taglienti ($\chi = 90°$; $\chi' = 5°$; avendo precedentemente stabilito il valore dell'avanzamento: $a = 0{,}1$ mm/giro) è necessario che il raggio di raccordo assuma valori: $r \geq 0{,}6$ mm (per $r = 0{,}6$ è $R_t^* = 2$; $R_a^* = 0{,}5$).

ISBN 88-408-1026-5

Un raggio di raccordo piuttosto ampio sembra quindi vantaggioso sia dal punto di vista della durata dell'utensile sia da quello della finitura superficiale.

Osservando però ancora le figure 8-37*a* e 8-37*b*, da esse risulta che (a parità degli altri parametri del taglio) con l'aumentare del raggio di raccordo *r*, aumenta lo *sviluppo del profilo in contatto* con il materiale in lavorazione e che la parte curvilinea del tagliente è costretta ad asportare uno spessore non uniforme del truciolo. Esso non si sviluppa correttamente sulla faccia dell'utensile, in quanto presenta una variazione continua degli angoli di spoglia e di registrazione; ciò richiede una forza di taglio maggiore, sia perché il valore di γ medio è minore, sia perché è aumentato l'attrito tra pezzo e utensile.

È importante tenere anche presente che, con raggio di raccordo molto ampio, nella zona in vicinanza del *finishing point*, corrispondente ai bassi valori dello spessore del truciolo, l'utensile tende a *rifiutare* il materiale; taglia cioè saltuariamente, lo comprime, lo incrudisce; conseguentemente la superficie lavorata presenta una scadente finitura superficiale.

Inoltre, tutto quanto sopra detto a proposito di ampi valori del raggio di raccordo, assai spesso dà origine a *vibrazioni* dipendenti dalla rigidità del sistema macchina-pezzo-utensile, e a un'usura non uniforme della parte attiva del profilo dell'utensile.

Il raggio di raccordo *r* viene generalmente dimensionato in base all'avanzamento *a* (mm/giro) prescelto per la lavorazione.

I valori massimi consigliati, per sistemi macchina-pezzo-utensile rigidi, sono i seguenti:

$r = (1{,}5 \div 2)$ a (mm), per lavorazioni di materiali a truciolo lungo;
$r = (3 \div 4)$ a (mm), per lavorazioni di materiali a truciolo corto;

per cui, in pratica, si ha:

- in lavorazioni di sgrossatura: avanzamenti elevati e ampi raggi di raccordo;
- in lavorazioni di finitura: piccoli avanzamenti e inferiori raggi di raccordo.

8-5 Il controllo del truciolo

Il truciolo continuo dà generalmente luogo ai seguenti inconvenienti:

- avvolgendosi attorno al pezzo in rotazione o all'utensile, può danneggiare la superficie lavorata e/o il tagliente dell'utensile stesso;
- può, introducendosi in quantità notevole tra torretta porta utensile e pezzo in lavorazione, provocare deformazioni permanenti e rotture degli organi mobili della macchina;
- può comportare difficoltà non del tutto trascurabili per la sua evacuazione dalla macchina, specie in confronto alla facilità di evacuazione di trucioli frammentati o segmentati;
- può infine costituire un costante pericolo per l'operatore, trattandosi in alcuni casi di vere e proprie lame sottili, affilatissime e ad alta temperatura, che si muovono in direzioni spesso imprevedibili a causa degli ostacoli che incontrano e che ne deviano il cammino.

Nelle lavorazioni eseguite con utensili di acciaio rapido e super rapido,

il problema non riveste un'importanza particolare perché, data la relativamente bassa velocità di taglio, è facile controllare la direzione di deflusso del truciolo, studiando opportunamente gli angoli ψ e γ (par. 8-3-8); le elevate velocità di taglio consentite invece dalle placchette in carburi sinterizzati e ceramiche rendono il problema particolarmente sentito, perché danno luogo a trucioli che si svolgono con notevole velocità, a temperatura molto elevata, secondo larghe spirali o sotto forma di nastro continuo. Un opportuno dimensionamento dei sopracitati angoli ψ e λ può, in una certa misura, modificare la direzione di deflusso del truciolo, ma non trasformare un truciolo continuo in uno discontinuo; pertanto si rende necessario fare in modo che la traiettoria di deflusso costringa il truciolo a formare una spirale più stretta di quella che si formerebbe in uno svolgimento libero, con un raggio di curvatura definito *raggio di curvatura critico* r_c, in corrispondenza del quale le sollecitazioni dovute all'incurvamento hanno raggiunto un valore tale da determinarne la rottura

Ciò si ottiene mediante il *rompitruciolo* (spesso denominato *curvatruciolo* o *formatruciolo)*; in pratica esso viene ottenuto realizzando un piccolo gradino sulla faccia dell'utensile (fig. 8-38), oppure fissando meccanicamente una piastrina rompitruciolo sulla placchetta di carburi sinterizzati o di ceramica (fig. 8-39).

Fig. 8-38 Parametri fondamentali di un gradino rompitruciolo.

Le dimensioni fondamentali di un rompitruciolo sono (vedi ancora fig. 8-38):

- la larghezza l;
- la profondità h;
- l'angolo δ di inclinazione della spalla.

ISBN 88-408-1028-5

Fig. 8-39 Piastrina rompitruciolo regolabile, applicata a un utensile con placchetta fissata meccanicamente (Krupp Widia): 1 = staffa di bloccaggio; 2 = rompitruciolo in carburi sinterizzati; 3 = spina di fissaggio per rompitruciolo; 4 = piastra di appoggio in carburi sinterizzati; 5 = vite per piastra di appoggio; 6 = bussola; 7 = spina di bloccaggio per bussola; 8 = eccentrico; 9 = molla elicoidale; 10 = rondella; 11 = vite di fissaggio.

La scelta corretta di queste tre grandezze dipende dal raggio di curvatura critico r_c del truciolo che, a sua volta, è funzione di numerose variabili, le più importanti delle quali sono considerate le seguenti: avanzamento, profondità di passata, velocità di taglio, angolo del tagliente principale dell'utensile, caratteristiche del materiale da lavorare.

Di esse, la profondità di passata ha influenza diretta sul raggio di curvatura del truciolo: infatti, col diminuire della profondità di passata, aumenta l'influenza del raggio r di raccordo della punta dell'utensile sulla direzione di deflusso del truciolo, ciò che conduce a una variazione del raggio di curvatura critico.

Altri fattori influiscono invece sullo spessore del truciolo e, solo in conseguenza della variazione dello spessore, si verifica una modifica del raggio di curvatura critico. Così, mentre l'aumento dell'avanzamento comporta un aumento dello spessore del truciolo, l'aumento dell'angolo ψ del tagliente principale porta invece a una diminuzione dello spessore del truciolo.

Altri fattori influiscono sul raggio di curvatura critico, sia direttamente, sia indirettamente, tramite la variazione di spessore del truciolo. È questo il caso della velocità di taglio, il cui aumento comporta un aumento della temperatura del truciolo e quindi della sua plasticità, con conseguente variazione del raggio di curvatura critico.

In funzione dei fattori sopra menzionati, seguendo il metodo esposto da Blampain, è possibile determinare, mediante il grafico di figura 8-40, un valore dell'*avanzamento modificato a'* che consente di utilizzare gli abachi sperimentali delle figure 8-41, 8-42, 8-43, relativi alla lavorazione di:

- acciaio al carbonio con $R_m = 400 \div 450$ MPa;
- acciaio con $R_m = 500 \div 550$ MPa;
- acciaio legato con $R_m = 650 \div 900$ MPa;

e che consentono di determinare il *raggio di curvatura critico* r_c in funzione appunto del valore dell'*avanzamento modificato a'* e del tipo *di truciolo più soddisfacente o accettabile*.

ISBN 88-408-1028-5

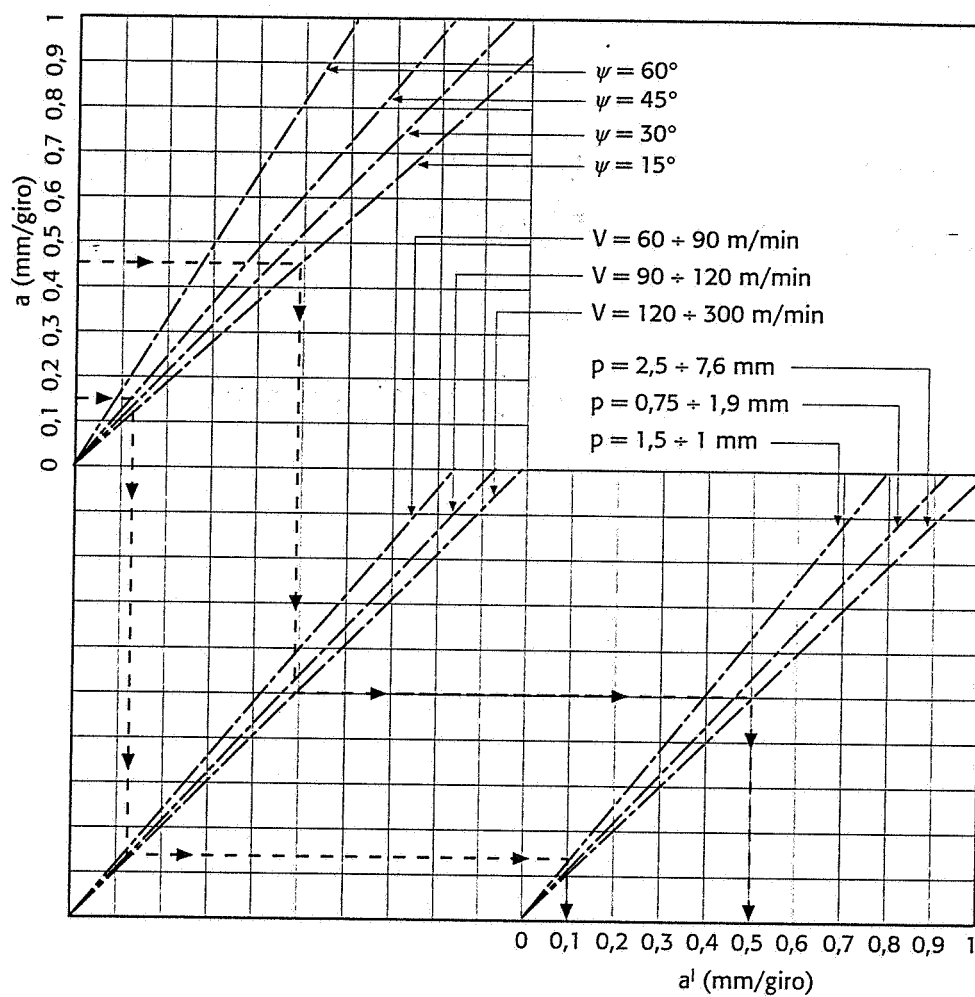



Fig. 8-40 Grafico di conversione dell'avanzamento reale a in avanzamento modificato a'.

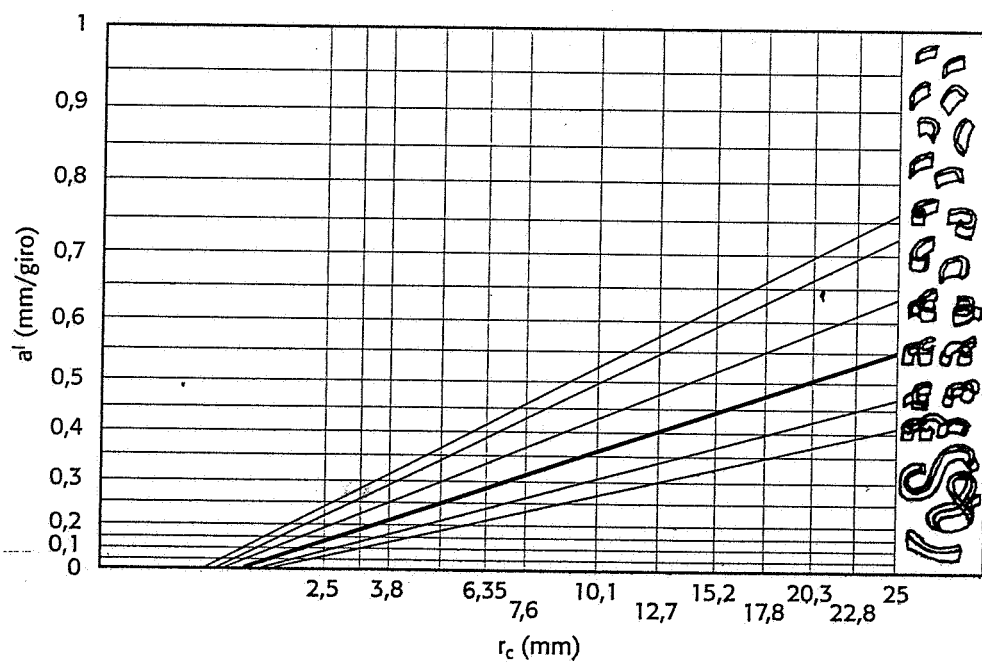



Fig. 8-41 Abaco per la determinazione del *raggio di curvatura* r_c, in funzione dell'avanzamento modificato a' e del tipo di truciolo, relativo ad acciaio al carbonio con R_m = 400 ÷ 450 MPa.

ISBN 88-408-1028-5

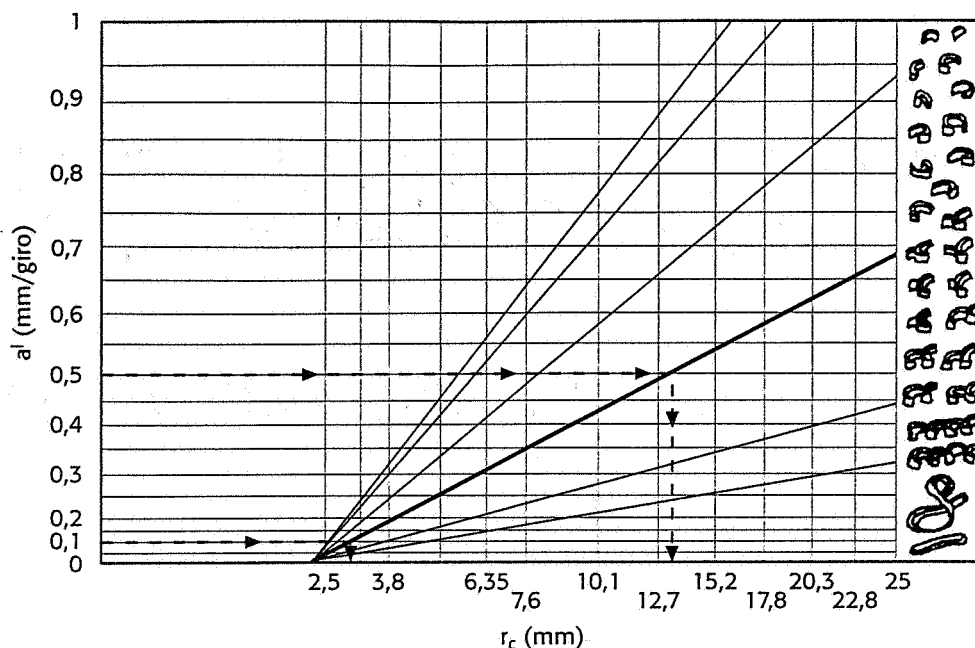



Fig. 8-42 Abaco per la determinazione del *raggio di curvatura* r_c, in funzione dell'avanzamento modificato *a'* e del tipo di truciolo, relativo ad acciaio al carbonio con R_m = 500 ÷ 550 MPa.

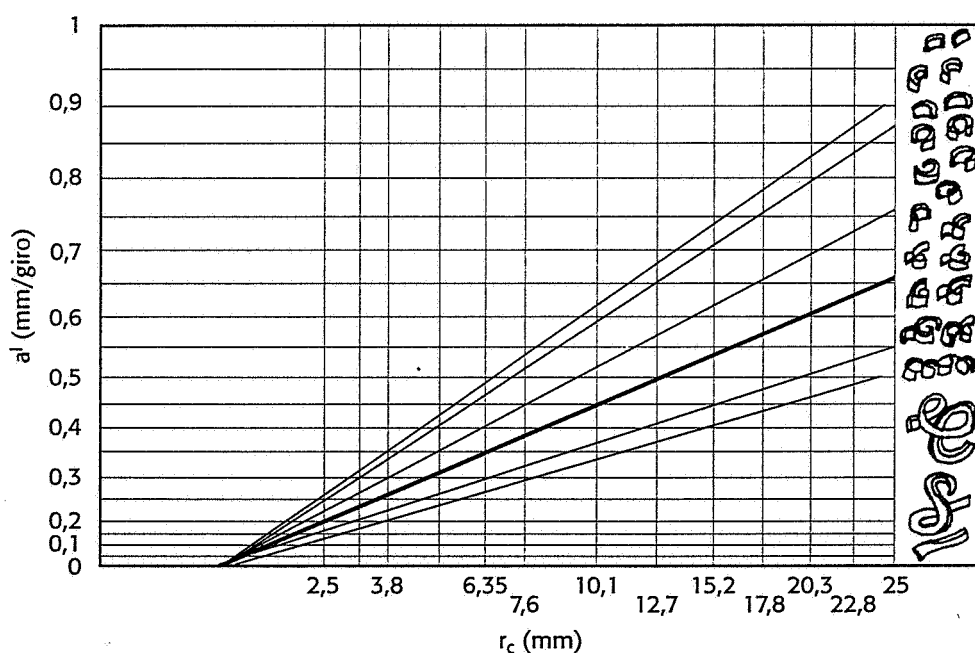



Fig. 8-43 Abaco per la determinazione del *raggio di curvatura* r_c, in funzione dell'avanzamento modificato *a'* e del tipo di truciolo, relativo ad acciaio al carbonio con R_m = 650 ÷ 900 MPa.

In tali diagrammi è riportata una linea marcata che corrisponde al massimo di affidabilità, nello studio del dimensionamento del rompitruciolo, in considerazione delle inevitabili disomogeneità del materiale da lavorare, delle condizioni di usura del tagliente, ecc.

In funzione del raggio di curvatura critico r_c si può determinare l'altezza h e la larghezza l del rompitruciolo (fig. 8-38); è ovviamente possibile ottenere lo stesso tipo di truciolo con diverse larghezze l e altezze h.

È possibile allora fare riferimento a un'altezza predeterminata (in genere, si consiglia: h = 0,6 mm) e calcolare il valore di l in base alle seguenti relazioni geometriche del rompitruciolo, deducibili dalla figura 8-38.

Si ha infatti:

$$\overline{KM^2} = \overline{MN^2} - \overline{KN^2} \qquad (8\text{-}57)$$

ma poiché è:

$$\overline{MN^2} = 2\, r_c \cdot h \qquad (8\text{-}58)$$

si può scrivere:

$$l^2 = 2\, h\, r_c - h^2 \qquad (8\text{-}59)$$

da cui:

$$l = \sqrt{h\,(2\, r_c - h)} \qquad (8\text{-}60)$$

$$sen\ \delta = \frac{r_c - h}{r_c} \qquad (8\text{-}61)$$

da cui:

$$\delta = \text{arc sen}\left(1 - \frac{h}{r_c}\right) \qquad (8\text{-}62)$$

Una volta individuato il principio di funzionamento del rompitruciolo, è facile dimostrare il corretto funzionamento delle piastrine rompitruciolo regolabili del tipo di quella illustrata nella figura 8-39, che hanno uno spessore s fisso e un predeterminato angolo δ di inclinazione dello spallamento (assai spesso si ha $s = 2{,}5$ mm; $\delta = 60°$).

La relazione (8-61) consente infatti di determinare l'altezza h corrispondente al punto M di tangenza della spalla del rompitruciolo alla circonferenza critica (fig. 8-44):

$$h = r_c\,(1 - \text{sen}\ \delta), \qquad (8\text{-}63)$$

mentre la relazione (8-61) fornisce il corrispondente valore di l. Può risultare più comodo misurare il valore l_1, anziché l:

$$l_1 = l - h\ \text{tg}\ \delta \qquad (8\text{-}64)$$

Gli abachi e le relazioni sopra scritte vengono ora applicati ad alcuni esempi pratici.

- Supponiamo, per questo, di voler realizzare un rompitruciolo su un utensile destinato alla lavorazione di sgrossatura di un acciaio UNI-C 30 TD, con i seguenti parametri caratteristici: $\psi = 15°$; $v = 200$ m/min; $p = 2{,}5$ mm; $a = 0{,}45$ mm/giro. In base ai parametri sopra scritti, si ricava il valore dell'avanzamento modificato $a' = 0{,}5$ mm/giro, che consente di desumere il raggio di curvatura critico $r_c = 13{,}5$ mm. Facendo riferimento a un'altezza predeterminata $h = 0{,}6$ mm, dalla relazione (8-60) si desume il valore della larghezza del rompitruciolo: $l = 4$ mm. L'angolo di inclinazione della spalla si ricava dalla relazione (8-62) e risulta: $\delta = 73°$; mentre la relazione (8-64) fornisce il valore: $l_1 = 2$ mm.

ISBN 88-408-1028-5

- Il rompitruciolo destinato all'utensile finitore simmetrico ($\psi = \psi' = 45°$), per la lavorazione di finitura dello stesso materiale, viene dimensionato in base ai parametri di lavorazione:

  v = 300 m/min; p = 1 mm; a = 0,15 mm/giro.

  Si ottiene un valore dell'avanzamento modificato a' = 0,1 mm/giro (fig. 8-40), un raggio di curvatura critico r_c = 3 mm. Adottando la stessa profondità h = 0,6 mm, si ricava l = 1,8 mm; un angolo di inclinazione dello spallamento: δ = 53° e un valore di l_1 = 1 mm.

- Si supponga ora di voler effettuare la stessa lavorazione di sgrossatura, sullo stesso acciaio UNI-C 30 TD, con un utensile con placchetta fissata meccanicamente, corredato di rompitruciolo di larghezza regolabile (fig. 8-44), di spessore s = 2,5 mm e con angolo di inclinazione della spalla δ = 60°, con gli stessi parametri del taglio, con conseguente raggio di curvatura critico r_c = 13,5 mm. La relazione (8-63) consente di determinare l'altezza corrispondente al punto M di tangenza della spalla del rompitruciolo alla circonferenza critica: h = 1,8 mm, mentre la relazione (8-60) fornisce il corrispondente valore della larghezza (l = 6,7 mm), per cui è possibile determinare il valore l_1 = 3,6 mm.

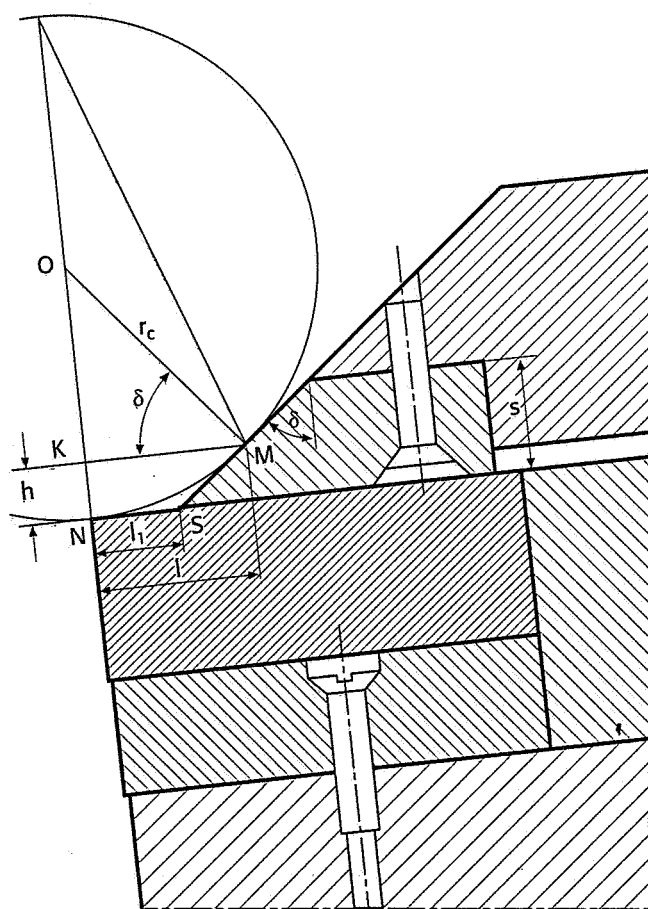



Fig. 8-44 Principio di funzionamento di una piastrina rompitruciolo, regolabile in larghezza.

- Qualora infine si voglia effettuare, sullo stesso materiale, anche la lavorazione di finitura con un utensile finitore simmetrico ($\psi = \psi' = 45°$) con rompitruciolo regolabile (s = 2,5 mm; δ = 60°), con gli stessi parametri del taglio precedentemente adottati, per i quali risulta

r_c = 3 mm, le relazioni di cui sopra consentono il seguente dimensionamento (vedi ancora fig. 8-44):

h = 0,4 mm; l = 1,5 mm; l_1= 0,8 mm.

I produttori di utensili hanno da vari anni messo in commercio placchette di carburi con gradino formatruciolo ottenuto direttamente per sinterizzazione (fig. 8-45). È da mettere in evidenza che un gradino curvatruciolo predimensionato non è utilizzabile per tutte, indistintamente, le condizioni di lavorazione; tuttavia, dagli abachi sperimentali delle figure 8-41, 8-42, 8-43, si può rilevare che un formatruciolo predimensionato con un determinato raggio r_c di curvatura, può essere efficace per una ampia gamma di parametri del taglio. Così, ad esempio, per lavorazione di acciaio con R_m = 400÷450 MPa, per un raggio della placchetta r_c = 10,1 mm ottenuto per sinterizzazione, i parametri del taglio ottimi sono quelli che corrispondono a un avanzamento modificato a' = 0,36 mm/giro. Lo stesso abaco di figura 8-41 mette però in evidenza che *è possibile* ottenere la rottura del truciolo per un intervallo abbastanza ampio dell'avanzamento modificato (0,27 ≤ a' ≤ 0,52).

Alcuni produttori hanno introdotto sul mercato placchette sinterizzate con rompitruciolo a due gole o con *geometrie* molto complesse, con l'intento di controllare il truciolo, sia in fase di sgrossatura sia in quella di finitura, con la stessa placchetta-utensile (fig. 8-45 *a*, *b*, *f*, *g*).

Il metodo prima esposto sul dimensionamento o scelta del rompitruciolo non è tuttavia possibile con queste placchette in quanto non è facilmente disponibile per l'utilizzatore l'esatta geometria. Pertanto i produttori forniscono, per ogni geometria dell'inserto, un *diagramma di rottura del truciolo*, simile a quello riportato nella figura 8-46 di uso molto semplice e con chiaro significato indicativo. In tali diagrammi sono presenti spesso due curve, relative a due materiali campione, uno *facile* e uno *difficile* da lavorare, dal punto di vista del controllo del truciolo. Le combinazioni dei parametri avanzamento e profondità di passata il cui punto rappresentativo si trova all'interno di una delle curve, sono quelle nelle quali si ha una discreta probabilità di rottura del truciolo.

8-6 La codifica ISO degli utensili monotaglienti

Le norme ISO stabiliscono la designazione unificata degli inserti e degli steli porta-inserti per utensili a punta singola. La figura 8-47 riporta un esempio di designazione di inserto e di un porta-inserto, con indicazione dei codici in comune. La chiave completa dei codici ISO può essere trovata nelle tabelle ISO 1832-1991.

8-7 Le relazioni tecnologiche tra i parametri del taglio e la loro influenza sul processo di taglio

Il problema dell'ottimizzazione di una lavorazione meccanica per asportazione di truciolo, cioè della scelta ottimale dei parametri di taglio, assume significato concreto solo se si conoscono i legami che intercorrono tra i parametri stessi e il processo del taglio.

Nei paragrafi seguenti vengono esaminate criticamente le relazio-

ISBN 88-408-1028-5

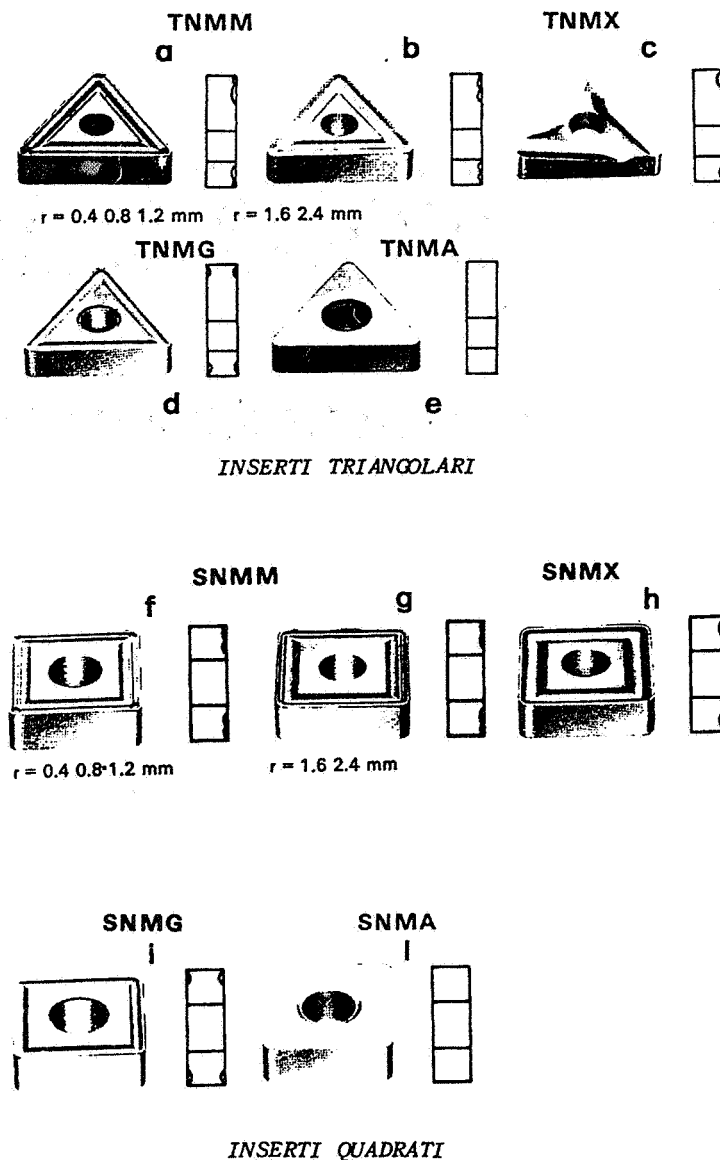



Fig. 8-45 Placchette multitaglienti di carburi con gradino formatruciolo ottenuto direttamente per sinterizzazione (Sandvik). *a*), *b*), *f*), *g*) = placchette a due gole con diversi raggi r di raccordo della "punta" dell'utensile e con diversi raggi r_c dei gradini formatruciolo;
c), *d*), *h*), *i*) = placchette a una sola gola con diversi raggi *r* di raccordo della "punta" dell'utensile e con diversi raggi r_c dei gradini formatruciolo;
e), *l*) = placchette senza formatruciolo, per materiale a truciolo corto.

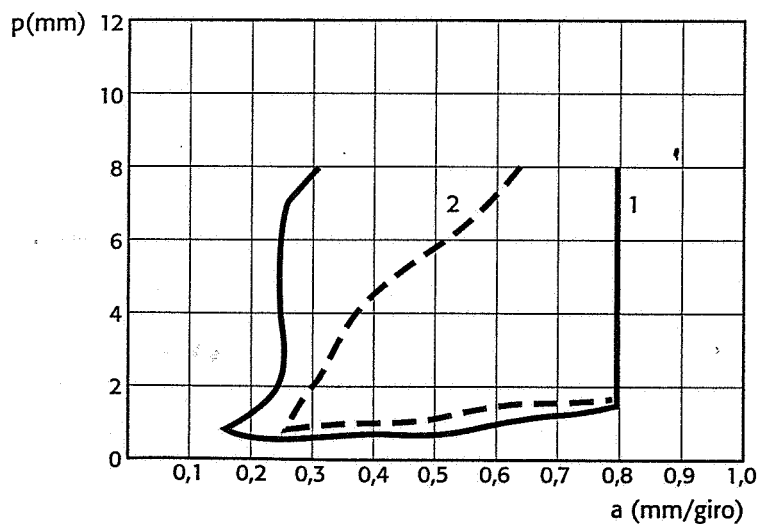



Fig. 8-46 Esempio di diagramma di rottura del truciolo. Curva 1: materiale *facile* da tagliare; curva 2: materiale *difficile* da tagliare.

Fig. 8-47 Esempio di designazione ISO di un inserto e di un portainserto per tornitura esterna (tratta da ISO 1832-1991).

ISBN 88-408-1028-5

ni più importanti che legano i parametri di taglio e i loro effetti principali sul processo stesso, nonché alcuni metodi sperimentali per la loro determinazione.

8-7-1 Fenomeni di usura dell'utensile e loro cause

Indipendentemente dal materiale di cui è costituito, l'utensile non mantiene la geometria iniziale per un tempo infinito ma, a causa delle sollecitazioni *meccaniche, termiche e chimiche* che subisce durante la lavorazione, presenta inevitabilmente fenomeni di *usura*, in base alla cui evoluzione viene stabilita la *durata*, cioè il tempo di taglio in cui l'utensile è in grado di svolgere correttamente le sue funzioni.

I *meccanismi* principali di usura sull'utensile sono i seguenti:

- Usura per *abrasione*: è causata dalla presenza non uniformemente distribuita nel pezzo lavorato, di particelle di elevata durezza (carburi, nitruri, ossidi), che, sotto l'azione delle elevate pressioni specifiche nella zona di contatto con l'utensile, provocano una vera e propria azione abrasiva.
- Usura per *diffusione*: è causata dal passaggio di atomi tra materiale dell'utensile e materiale del pezzo, in caso di affinità chimica. Tale forma di usura è favorita dalle alte temperature che si sviluppano durante il taglio. È questo il caso della lavorazione di acciaio con carburi sinterizzati, in cui si può avere, grazie alle elevate velocità di taglio e temperature, passaggio di ferrite dal pezzo all' utensile e di carbonio dall'utensile al truciolo.
- Usura per *ossidazione*: è causata dalla combinazione dell'ossigeno atmosferico con alcuni componenti dell'utensile come il W e il Co, che dà luogo a ossidi facilmente asportabili dal truciolo.
- Usura per *adesione*: è causata dalla formazione di tagliente di riporto, quindi in concomitanza con basse velocità di taglio e basse temperature. Il meccanismo è un'asportazione di frammenti di materiale dell'utensile da parte di strati di tagliente di riporto che vengono periodicamente distaccati dall'azione di taglio.
- Usura per *deformazione plastica*: è causata da deformazione plastica per compressione o per scorrimento sotto l'azione di elevate sollecitazioni meccaniche e termiche. Questo tipo di usura non necessariamente provoca asportazione di materiale, pur provocando variazioni di forma dello spigolo tagliente.
- Usura per *fatica*: è causata da ripetute variazioni di forze e di temperatura e porta generalmente a cricche e a vere e proprie rotture del tagliente.

Questi meccanismi si combinano spesso tra loro in funzione delle condizioni operative (materiali del pezzo e dell'utensile, parametri di taglio, ecc.) e danno origine a varie forme di usura, illustrate schematicamente nella fig.8-48.

8-7-2 Criteri di usura per la determinazione della durata

Le forme più comuni di usura, tra quelle illustrate nella figura 8-48, sono quella sul fianco e quella sul petto (fig.8-49).

Usura sul fianco e ad intaglio

Microscheggiature

Craterizzazione

Microfessurazioni

Rottura dell'inserto

Deformazione plastica

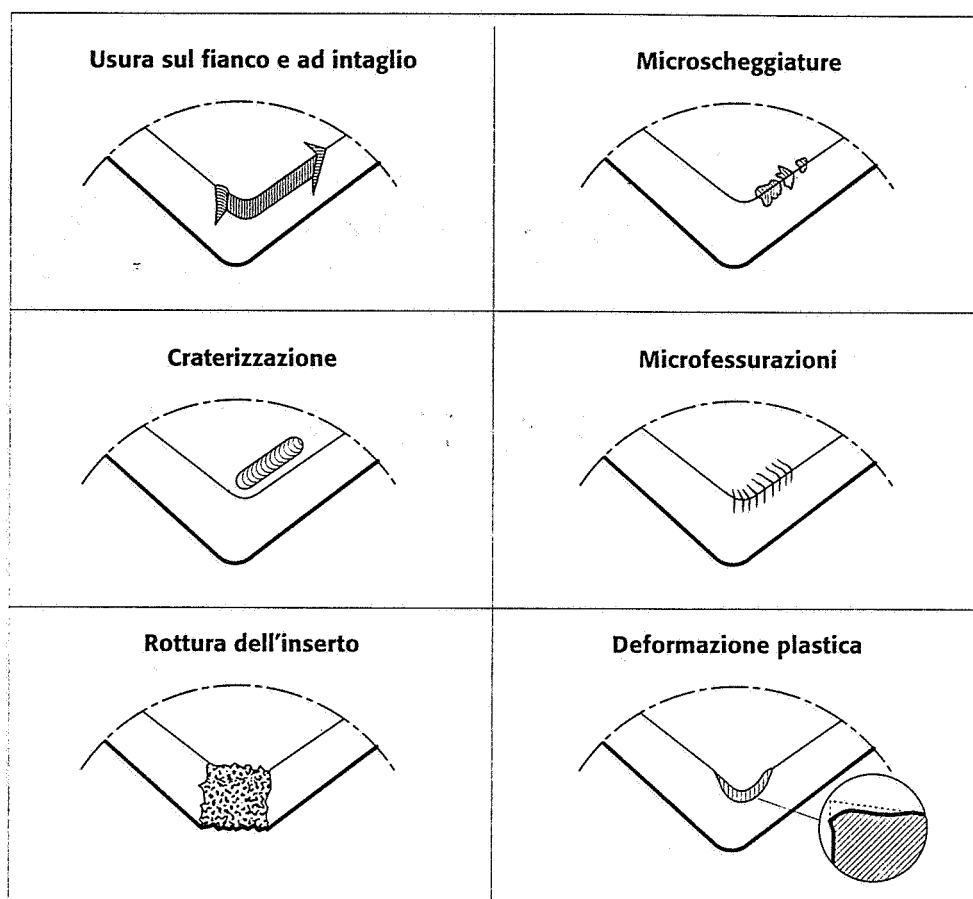



Fig. 8-48 Principali forme di usura su utensili.

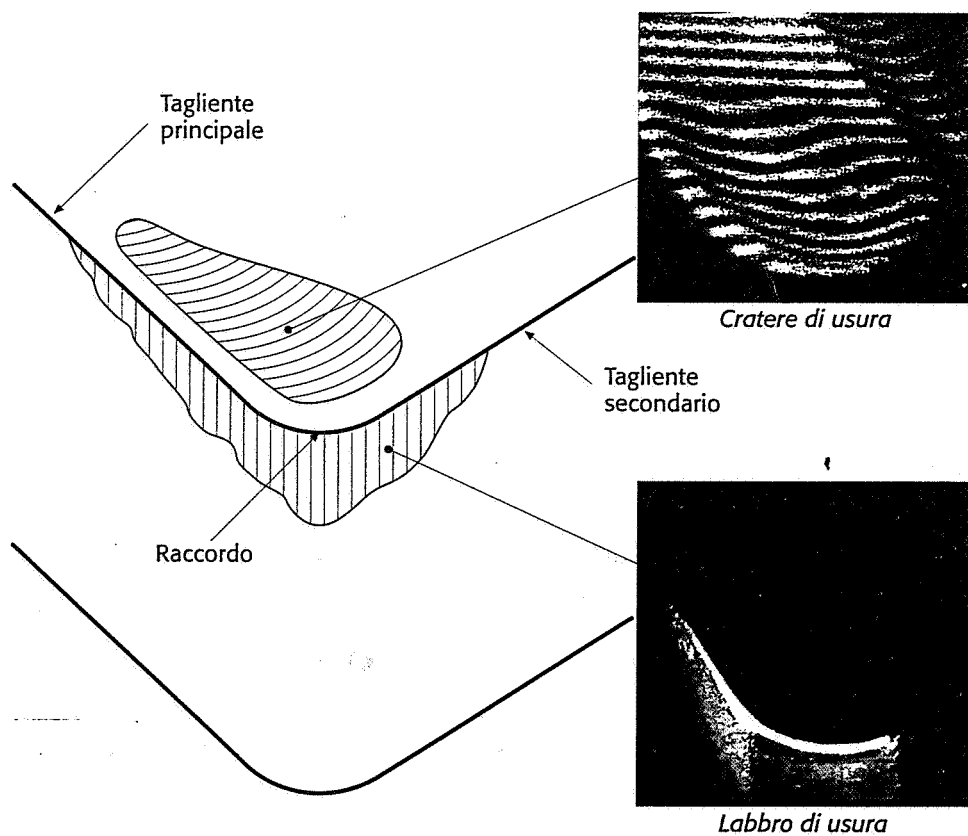



Fig. 8-49 Usura sul fianco e sul petto dell'utensile (messi in risalto da apposita illuminazione, ITM Pisa).

ISBN 88-408-1028-5

L'usura sul petto si manifesta come una cavità detta *cratere di usura*, mentre il *labbro di usura* può interessare, oltre al fianco principale e al raggio di raccordo tra i taglienti, anche il fianco secondario (fig. 8-49).

La rappresentazione quantitativa di queste due forme di usura richiede il rilevamento di almeno tre grandezze (fig. 8-50):

- il valore *VB* della larghezza del labbro di usura sul fianco principale (misurato dallo spigolo tagliente originale);
- la profondità *KT* del cratere sulla faccia dell'utensile;
- la distanza *KM* del punto medio del cratere, misurata dallo spigolo tagliente originale.

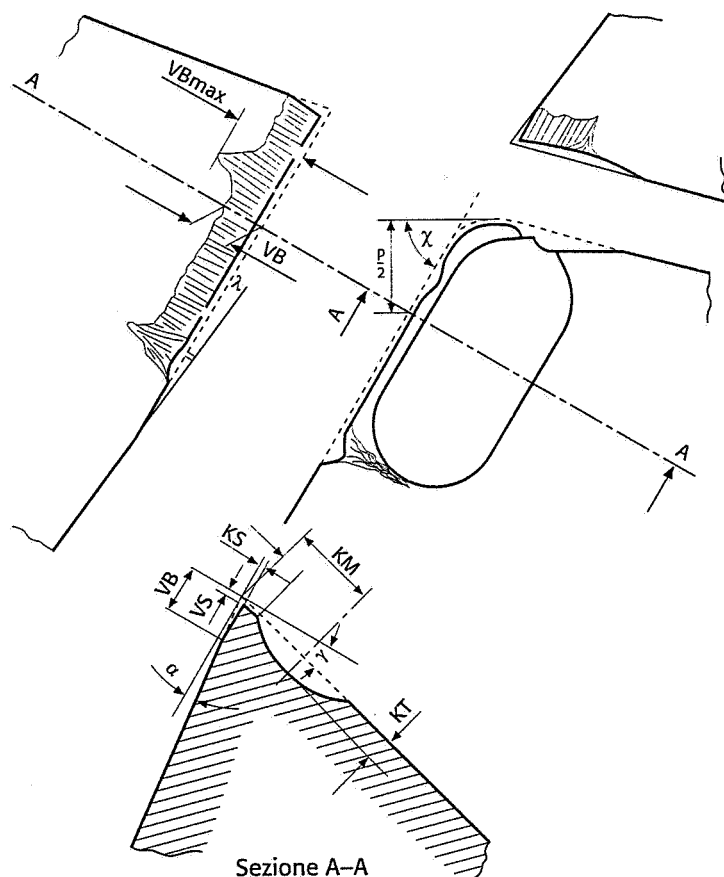



Fig. 8-50 Definizione dei parametri di usura dell'utensile (da CIRP).

L'andamento generale di questi parametri in funzione del tempo di taglio è schematizzato nelle figure 8-51, 8-52 e 8-53.

- La variazione della larghezza *VB* del labbro di usura è rappresentata nella figura 8-51*a* in funzione del tempo *t* di taglio dell'utensile; la curva di usura ha andamento generalmente rettilineo se riportata in un diagramma doppio logaritmico *log VB – log t* (fig. 8-51*b*); nella figura 8-52 è riportata, a titolo di esempio, una curva sperimentale di usura del fianco dell'utensile.
- La profondità del cratere *KT* varia in modo approssimativamente lineare con il tempo di taglio (fig. 8-53*a*); in un diagramma doppio logaritmico le rette rappresentative risultano (fig. 8-53*b*) sempre più inclinate, rispetto all'asse delle ascisse, di quelle relative al labbro di usura *VB*.

- La distanza *KM* del centro del cratere dallo spigolo tagliente è indipendente dal tempo del taglio; varia in funzione della velocità di taglio e dell'avanzamento.

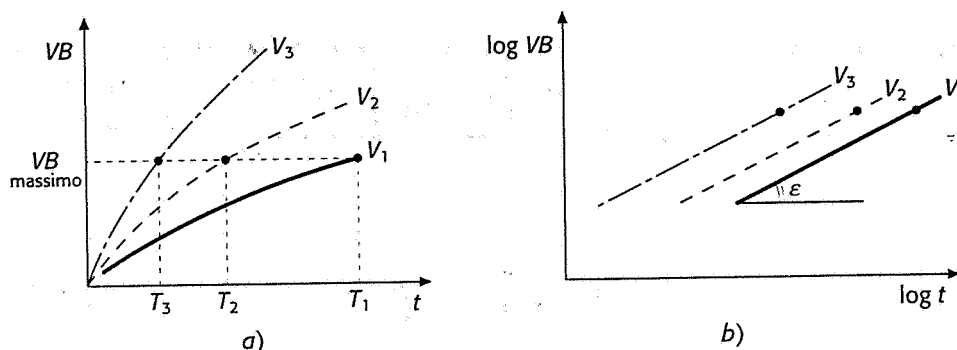



Fig. 8-51 Legge di variazione della larghezza *VB* del labbro di usura sul fianco dell'utensile.

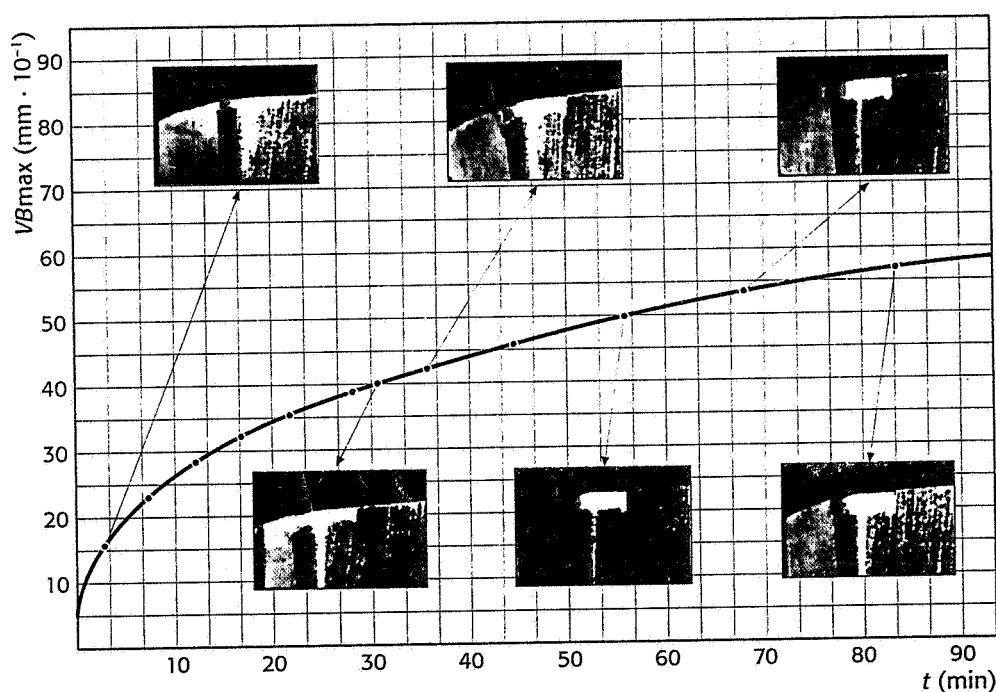



Fig. 8-52 Curva di usura (parametro VB_{max}) per $v = 50$ m/min. Utensile sgrossatore con placchetta ISO-P25; materiale lavorato UNI-38 NiCr-Mo4PbTF; $p = 1$ mm; $a = 0{,}1$ mm/giro.

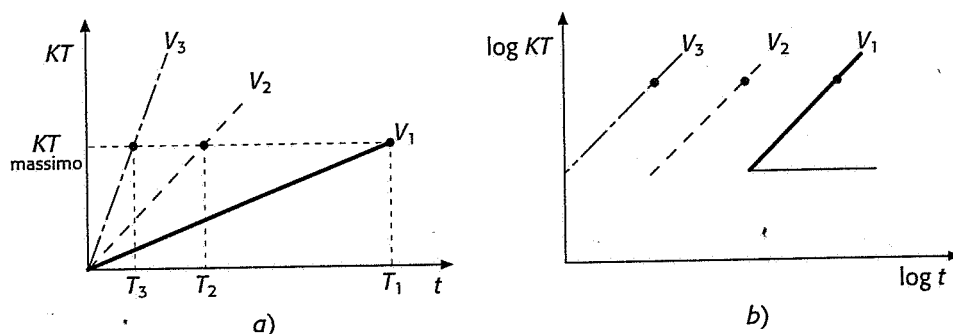



Fig. 8-53 Legge di variazione della profondità *KT* del cratere di usura sulla faccia dell'utensile.

Per stabilire in modo oggettivo la *durata* dell'utensile, occorre fissare dei *criteri di usura*, utilizzando parametri facilmente misurabili. Criteri di usura possono per esempio essere fissati:

- in funzione dei limiti di *tolleranza dimensionale* ammissibili sul pezzo in lavorazione; infatti, la presenza del labbro di usura sul

ISBN 88-408-1028-5

raccordo tra i taglienti genera un diametro tornito maggiore di quello relativo a un utensile nuovo;

- in funzione dei limiti ammissibili sul grado di *rugosità* superficiale del pezzo in lavorazione; infatti alcune forme di usura provocano un peggioramento della finitura superficiale;
- in funzione del grado di usura massimo ammissibile sul fianco dell'utensile. La larghezza del labbro di usura VB = 1 mm viene considerata, in generale, come limite superiore; al di sopra di questo valore, anche nel caso in cui sia minima l'usura in cratere, si hanno distacchi di materiale dall'utensile, aumento eccessivo della rugosità superficiale e delle forze di taglio. Le norme ISO consigliano comunque il criterio VB = 0,3 mm.
- in funzione del grado di usura massimo ammissibile *sul petto* dell'utensile. Come criterio di usura in cratere viene generalmente utilizzato il rapporto *KT/KM*. Per gli utensili in carburi il limite superiore di tale rapporto è di 0,1; al di sopra di questo valore si hanno distacchi di materiale dall'utensile che lo rendono praticamente inutilizzabile e aumentano i rischi di rottura in seguito all'indebolimento della sezione resistente.

Per la determinazione della durata dell'utensile viene usato il criterio predominante (nelle condizioni specifiche di lavorazione) tra quelli sopra menzionati, in particolare tra quello basato sul valore massimo di *VB* o quello basato sul valore massimo del rapporto *KT/KM* (fig.8-54)

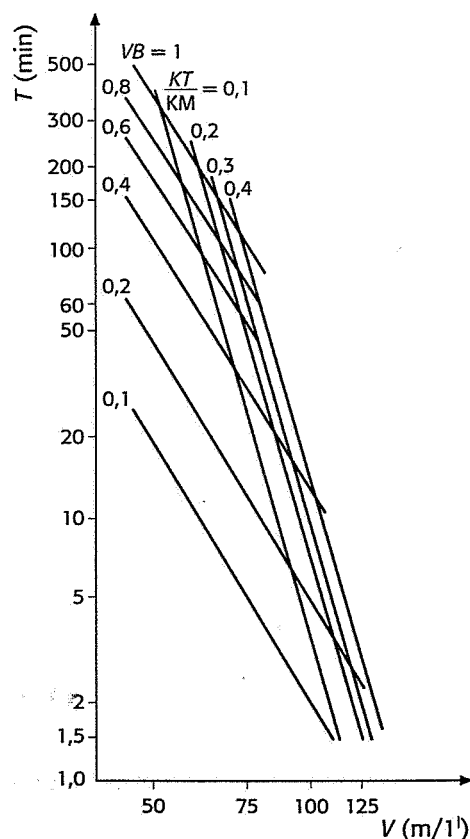



Fig. 8-54 Curva di durata *T* dell'utensile in funzione della velocità di taglio, per diversi valori dell'usura sul fianco *VB* e dell'usura in cratere *KT/KM*. Materiale lavorato: UNI-C60: materiale utensile: carburi sinterizzati ISO-P30; $\psi = 45°$; $\lambda = 0$; $\gamma = 6°$; $r = 1,2$ mm; $p = 2$ mm; $a = 0,55$ mm/giro.

8-7-3 La relazione di Taylor e la sua determinazione sperimentale

Utilizzando uno dei criteri di usura illustrati al punto precedente per determinare la durata di un utensile nella lavorazione di un dato materiale, è possibile determinare sperimentalmente la relazione esistente tra la durata e la velocità di taglio, considerando *fissi tutti gli altri parametri*, secondo i famosi studi di F.W.Taylor nel 1907.

La sperimentazione consiste in una serie di *prove di durata* (di solito in tornitura). Si lavora cioè il materiale con diverse velocità di taglio e per ciascuna di esse si determina la durata T minuti (vedi anche fig. 8-51 e 8-53); ripetendo più volte le stesse prove e riportando i valori trovati su un grafico doppio logaritmico, $\log v - \log T$ (fig. 8-55); essi risultano generalmente compresi in una fascia di cui si può tracciare la retta media (*). Tale retta è l'espressione grafica della relazione del Taylor:

$$v \; T^n = V_1 \qquad (8\text{-}65)$$

dove:

v = velocità di taglio, espressa in m/min;

T = durata del tagliente dell'utensile, espressa in minuti;

n = coefficiente di durata del tagliente = costante dipendente essenzialmente dalla coppia materiale utensile- materiale del pezzo;

V_1 = costante dipendente dagli altri parametri del taglio e pari alla velocità di taglio che, per valori prefissati degli altri parametri, consente la durata del tagliente di *un minuto* (infatti: per $T = 1$ è $v = V_1$).

Il numero minimo di prove è due: misurando infatti la durata T dell'utensile a due diverse velocità di taglio, e riportandone i valori sul grafico doppio logaritmico, i due punti individuano la retta, il cui coefficiente angolare ($\text{tg}\, \alpha = -1/n$) permette di determinare il valore n del *coefficiente di durata* del tagliente, mentre la intersezione della retta con l'asse delle ascisse fornisce il valore della costante V_1, cioè il valore della velocità di taglio che, per i valori prefissati degli altri parametri, corrisponde alla durata del tagliente di un minuto. È evidente che l'individuazione della retta di durata dell'utensile mediante due soli punti non può dare che scarso affidamento; conviene quindi fare almeno *cinque* prove di durata con cinque diverse velocità di taglio (ripetendo ciascuna prova almeno tre volte per conoscere le dispersioni): in totale, quindi, un minimo di quindici prove, con successiva elaborazione statistica

8-7-4 La relazione generalizzata di Taylor

La relazione generalizzata di Taylor lega la velocità di taglio con la durata dell'utensile, tenendo conto anche dell'avanzamento e della profondità di passata. Essa ha la seguente forma:

$$vT^n \, a^m \, p^r = V_1^* \qquad (8\text{-}66)$$

(*) Per i dettagli e le modalità delle prove di durata si veda la norma UNI ISO 3685).

ISBN 88-408-1028-5

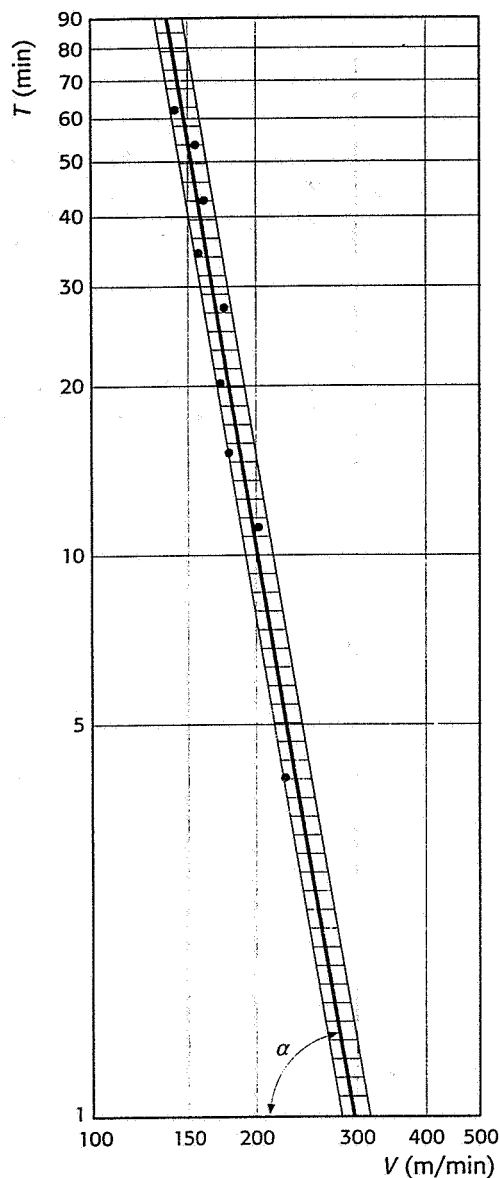



Fig. 8-55 Esempio di retta di durata *v-T.*

dove:

v = *velocità di taglio*, espressa in m/min;

T = *durata del tagliente dell'utensile*, espressa in minuti;

n = *costante*, dipendente soprattutto dal materiale utensile e dal materiale in lavorazione;

a = *avanzamento*, espresso in mm/giro;

p = *profondità di passata*, espressa in mm;

m, r = *esponenti*, dipendenti, anch'essi, dal materiale utensile e dal materiale in lavorazione;

V_1^* = *velocità specifica di taglio* = velocità di taglio che, per $a^m \ p^r$ = 1, e per valori prefissati degli altri parametri, consente la durata dell'utensile di un minuto.

Questa relazione richiede la determinazione sperimentale degli esponenti n, m, r, e della costante V_1^*, che può essere effettuata nel modo seguente.

Considerando prefissati tutti i parametri del taglio che non figurano nella relazione (8-66), si lavora il materiale con una coppia di valori $a_1 \ p_1$, con diverse velocità di taglio, per ciascuna delle quali il

tagliente dell'utensile dura T minuti; ripetendo più volte le stesse prove e riportando i valori trovati su un grafico doppio logaritmico, log v – log T, è possibile tracciarne la retta media, così come è stato fatto nella figura 8-55.

Si tracciano analogamente più rette di durata (fig. 8-56), ottenute con coppie:

$a_1 p_1, a_1 p_2, a_1 p_3,$ ....
$a_2 p_1, a_2 p_2, a_2 p_3,$ ....
$a_3 p_1, a_3 p_2, a_3 p_3,$ ....
....

In prima approssimazione, tali rette vengono supposte parallele.

L'angolo α di inclinazione delle rette di durata sull'asse delle ascisse (fig. 8-56), consente di ottenere il *coefficiente* n di durata del tagliente [essendo:tg $\alpha = -(1/n)$] mentre i valori V_1^{I}, V_1^{II}, V_1^{III}, ecc., ricavabili dalla stessa figura 8-56, consentono la costruzione dei diagrammi log a – log V_1, e log p – log V_1, riportati rispettivamente nelle figure 8-57 e 8-58.

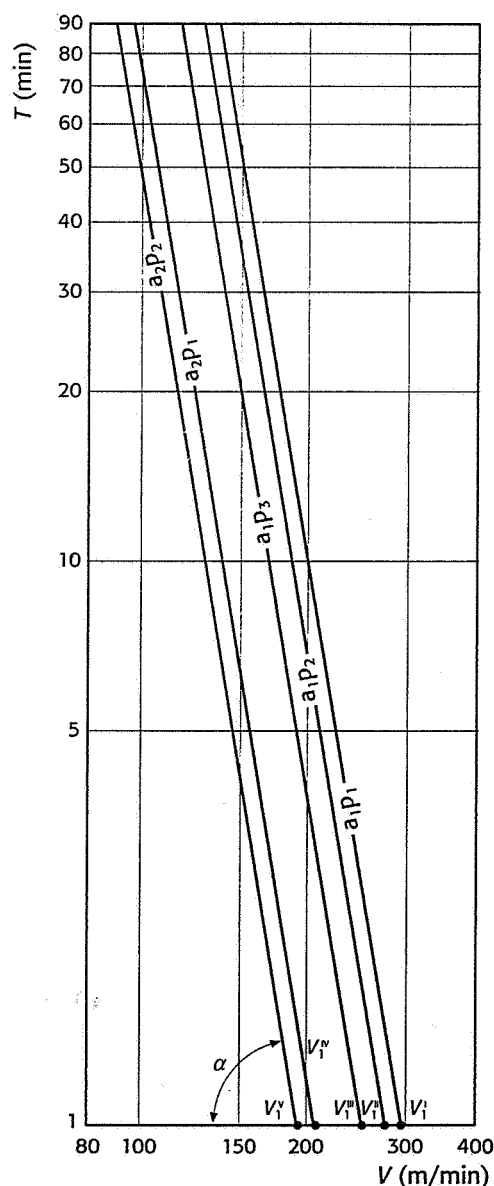



Fig. 8-56 Rette *v-T* per diverse coppie di valori a_s p_k.

ISBN 88-408-1028-5

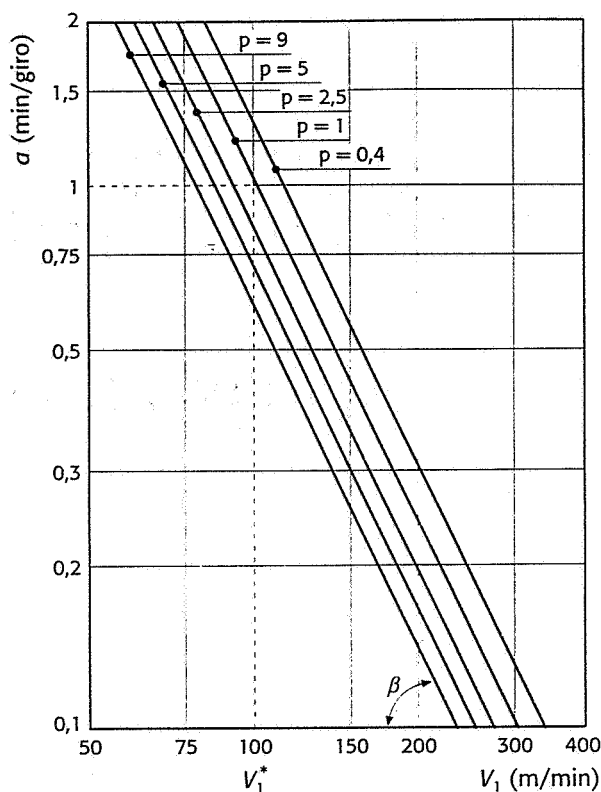



Fig. 8-57 Rette V_1-a, per diversi valori della profondità di passata p.

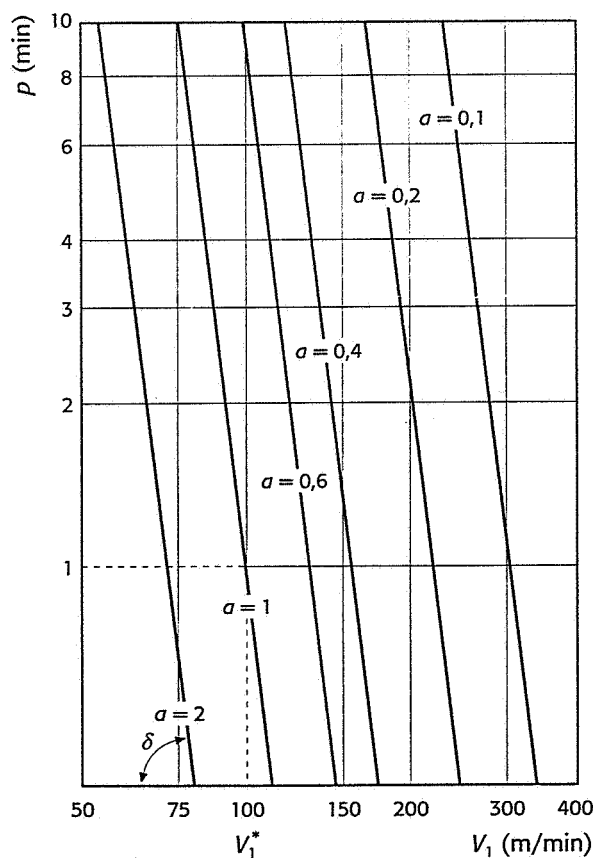



Fig. 8-58 Rette V_1-p, per diversi valori dell'avanzamento a.

Nella figura 8-57, l'angolo β di inclinazione sull'asse delle ascisse delle rette relative alle diverse profondità di passata, consente di determinare il coefficiente m [essendo tg $\beta = -(1/m)$], mentre l'angolo δ di inclinazione sull'asse delle ascisse delle rette relative ai diversi avanzamenti (fig. 8-58), consente di determinare il coefficiente r [essendo

tg δ = –(1/*r*)]. Il valore della costante V_1^* si può ricavare (nella fig. 8-57 o nella 8-58) sull'asse delle ascisse, in corrispondenza dei valori $a = 1$ e $p = 1$, o, comunque, in corrispondenza di qualsiasi coppia di valori *a* e *p* che soddisfi la relazione $a^m \cdot p^r = 1$.

Il metodo di determinazione sperimentale della relazione (8-66), così come è stato illustrato, non è utilizzabile industrialmente per il tempo richiesto dal numero assai elevato delle prove, lunghe e laboriose, e per il consumo altrettanto elevato di materiale che esse richiedono.

Tab. 8-3 Valori degli esponenti *n*, *m*, *r*, secondo diversi autori.

Autore	n	m	r	Materiale utensile - materiale in lavorazione
Taylor	0,122 0,083	0,66 0,66	0,22 0,22	utensile acciaio rapido su acciaio utensile acciaio rapido su ghisa
Boston	0,0927	0,77	0,37	utensile acciaio rapido su acciaio
Wallichs		0,66 0,71	0,33 0,355	utensile acciaio rapido su acciaio utensile acciaio rapido su ghisa
Carboloy		0,42	0,25	utensile acciaio rapido su acciaio
Digges		0,58	0,2	utensile acciaio rapido su acciaio
ASME		0,63	0,2	utensile acciaio rapido su acciaio
Brierley-Siekmann	0,125 0,25-0,30 0,5-0,7			utensile acciaio rapido su acciaio utensile carburi sinterizz. su acciaio utensile ceramica su acciaio
Leyensetter		0,51 0,209	0,24 0,1	utensile acciaio rapido su acciaio utensile carburi sinterizz. su acciaio
Niedzviedzki	0,122 0,4 0,2 0,37 0,5	0,5 0,666 0,25 0,25 –	0,625 – 0,077-0,05 – –	utensile acciaio rapido su acciaio utensile acciaio rapido su ghisa utensile carburi sinterizz. su acciaio utensile carburi sinterizz. su ghisa utensile ceramica su acciaio
Norme Russe	0,2	0,2	0,15	utensile di carburi (P30) su acciaio (R_m = 650 MPa); χ = 45°; a < 0,3
	0,2	0,35	0,15	utensile di carburi (P30) su acciaio (R_m = 650 MPa); χ = 45°; 0,3 a < 0,75
	0,2	0,45	0,15	utensile di carburi (P30) su acciaio (R_m = 650 MPa); χ = 45°; a > 0,75
CIRP/OECD	0,069 0,127 0,077 0,194 0,363 0,286	– – – – – –	– – – – – –	utens. acc. rapido su acc. (VB = 0,2 mm) utens. acc. rapido su acc. (KT/KM = 0,1) utens. acc. rapido su acc. (usura catastrofica) utens. carburi P10 su acc. (KT/KM = 0,1) utens. carburi P10 su acc. (VB = 0,2 mm) utens. carburi P30 su acc. (VB = 0,2 mm)

Questa è una delle ragioni per cui, in generale, non si ha a disposizione una mole sufficiente di dati tabellati relativi alla costante e ai coefficienti che fanno parte della relazione (8-66).

I valori sperimentali deducibili dalla letteratura tecnica sono raramente completi e, assai spesso, si riferiscono a condizioni specifiche di

ISBN 88-408-1028-5

lavorazione, dalle quali non è possibile trarre considerazioni di carattere più generale.

Nella tabella 8-3 sono riportati dati relativi agli esponenti n, m, r, considerati, in generale, dipendenti esclusivamente dal tipo di materiale in lavorazione e dal tipo del materiale utensile, mentre nella tabella 8-4 figurano valori relativi alla velocità specifica di taglio V_1*.

Tab. 8-4 Valori della costante V_1*.

Materiale in lavorazione	Acciaio rapido 18-4-1 (Taylor)	Carburi sinterizzati
Acciaio (R_m = 450 MPa)	–	417
Acciaio (R_m = 500 MPa)	60	–
Acciaio (R_m = 550 MPa)	–	342
Acciaio (R_m = 600 MPa)	49	–
Acciaio (R_m = 650 MPa)	–	290
Acciaio (R_m = 700 MPa)	38	–
Acciaio (R_m = 750 MPa)	–	252
Acciaio (R_m = 800 MPa)	30	–
Acciaio (R_m = 850 MPa)	—	225
Acciaio (R_m = 900 MPa)	21	–
Acciaio (R_m = 950 MPa)	–	200
Acciaio (R_m = 1050 MPa)	–	179
Acciaio (R_m = 1150 MPa)	–	166
Ghisa in getti (HB = 1000 Mpa)	38	–
Ghisa in getti (HB = 1500 MPa)	24	–
Ghisa in getti (HB = 2000 MPa)	13	–

L'esame delle tabelle 8-3 e 8-4

- i dati tabellati sono da ritenere sufficientemente precisi solo se riferiti alle condizioni specifiche di lavorazione relative alle prove sperimentali effettuate;
- assai spesso non viene neppure specificato il criterio di usura adottato, e il valore relativo di usura stabilito per la determinazione della durata dell'utensile, in quanto le difficoltà prima accennate relative a sperimentazioni complete e sistematiche, ha portato a proporre valori medi degli esponenti, cui si è ritenuto di attribuire una validità sempre più generale;
- in molti casi, addirittura, si va oltre il significato attribuito dallo stesso Taylor alla relazione (8-66), considerando gli esponenti validi per valori qualsiasi degli altri parametri del taglio (ivi compreso il materiale in lavorazione), oppure trascurando di menzionarli;
- l'influenza dell'avanzamento e della profondità di passata sulla velocità di taglio, decresce con l'aumentare della velocità specifica di taglio V_1*; lo stesso ragionamento deve ritenersi valido relativamente all'influenza di tutti gli altri parametri sulla velocità di taglio corrispondente a una determinata durata dell'utensile.

In effetti, studi sistematici condotti da Shaw, e da altri ricercatori, hanno permesso di stabilire *l'andamento effettivo delle curve di durata*, in funzione della velocità di taglio, quale risulta dal diagramma doppio logaritmico della figura 8-59; andamento che permette le seguenti deduzioni:

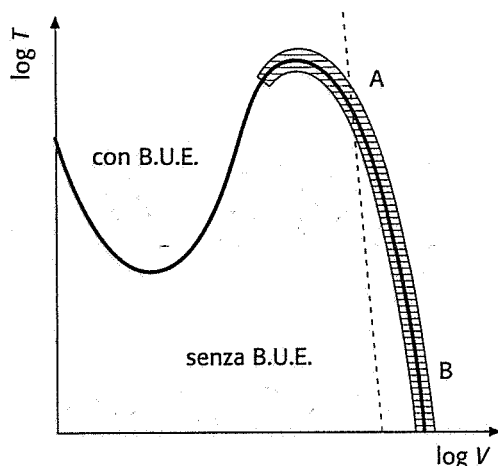



Fig. 8-59 Andamento effettivo della curva di durata in funzione della velocità di taglio.

a) la relazione empirica di Taylor, $v\ T^n = cost$, non è da considerare esatta;

b) il tratto di curva, che interessa la pratica utilizzazione industriale, è quello AB (fig. 8-59): in questo tratto il coefficiente di durata n è da considerare variabile con la velocità di taglio, e non costante come sostenuto di Taylor; in prima approssimazione può comunque essere sostituito con un tratto rettilineo, come richiesto dalla relazione di Taylor;

c) risulta ancora che, ai fini dell'ottimizzazione della lavorazione, è indispensabile stabilire, sulla retta, l'intervallo AB, oltre il quale non può essere considerata valida, sia pure approssimativamente, la legge di Taylor.

La considerazione di cui al punto c) rende necessario, per la determinazione sperimentale dei limiti di validità della relazione (8-65), un minimo di otto prove di durata con otto diverse velocità di taglio; poiché è consigliabile ripetere ciascuna prova almeno tre volte, si raggiunge un totale di ventiquattro prove. Conseguentemente, il metodo di determinazione sperimentale della relazione generalizzata (8-66) di Taylor, mediante prove dirette di durata, richiede un tempo eccessivo a causa del numero assai rilevante di prove da effettuare.

È necessario, inoltre, mettere in evidenza che gli esponenti m e r, rispettivamente dell'avanzamento e della profondità di passata, non sono costanti ma variano anch'essi con la velocità di taglio. Infatti l'influenza dell'avanzamento e della profondità di passata sulla velocità di taglio, per una determinata durata T dell'utensile, diminuisce in modo sensibile con l'aumentare della velocità di taglio.

8-7-5 Parametri di taglio disponibili in cataloghi commerciali

I parametri di taglio relativi alla lavorazione dei vari materiali sono oggi forniti dai costruttori di utensili in modo molto diverso dai parametri delle relazioni di Taylor, sulla base delle loro esperienze di lavorazione. I dati hanno la forma di valori consigliati di velocità di taglio da adottarsi con i materiali degli utensili da essi prodotti. Normalmente la forma di tali dati è la seguente (fig. 8-60):

- per la lavorazione (per esempio tornitura) di un certo materiale vengono consigliati uno o più materiali dell'utensile tra quelli prodotti;

ISBN 88-408-1028-5

- per ogni valore di avanzamento (corrispondente a sgrossatura pesante, sgrossatura leggera, finitura, ecc.) viene fornita la velocità di taglio che dà una durata prefissata, tipicamente 7 o 15 minuti.
- viene inoltre fornita una tabella di coefficienti correttivi per valutare la velocità corrispondente a durate diverse da quelle specificate.

LAVORAZIONE DI TORNITURA	MATERIALE UTENSILE CONSIGLIATO						
	A			B			C
MATERIALE PEZZO	Avanzamento			Avanzamento			
	0,1	0,3	0,6	0,1	0,3	0,6	--------------
	Velocità (m/min)*			Velocità (m/min)*			
ACCIAIO C40	600	450	320	500	320	270	--------------
ACCIAIO C20	700	530	400	550	430	300	--------------
------------							

* Dati di taglio consigliati sulla base di una durata di 15 minuti.

FATTORI DI CORREZIONE DELLA VELOCITÀ DI TAGLIO PER DURATE DIVERSE				
10′	**15′**	**20′**	**25′**	**30′**
1.1	**1**	**0.95**	**0.87**	**0.8**

Fig. 8-60 Esempio di dati di taglio forniti da un catalogo commerciale di utensili (valori puramente indicativi).

8-7-6 Relazione tra la durata dell'utensile e la temperatura di taglio

Nel precedente capitolo è stato messo in evidenza che sulla temperatura di taglio hanno influenza più o meno grande, tutti i fattori del taglio, sì che essa può essere assunta quale indice di riferimento caratteristico di ciascuna operazione di taglio, indice che varia al variare dei fattori del taglio.

Partendo da quest'osservazione, numerosi sperimentatori hanno cercato di sostituire alla velocità di taglio v *la temperatura* θ, nella espressione classica di Taylor, con l'obiettivo di studiare fin dove sia possibile, mediante la misura della temperatura truciolo-utensile, semplificare e migliorare i sistemi attualmente usati nella prassi industriale, per la determinazione dei parametri del taglio, con particolare riguardo alla durata dell'utensile.

Questa sostituzione, ove riconosciuta valida (in funzione di due soli fattori determinanti, utensile e materiale tagliato, e per qualunque valore dei fattori del taglio) consente di determinare, con una assai rapida sperimentazione, la forma della semplice funzione:

$$T = f(\theta) \tag{8-67}$$

dove: T = durata dell'utensile;
θ = temperatura di taglio;

e di eliminare l'equazione empirica (8-66), per cui la determinare è necessaria la esecuzione di una lunga serie di prove.

È opportuno anche mettere in evidenza che nell'equazione (8-66) non compare affatto la geometria dell'utensile (angolo γ di spoglia

superiore, λ di inclinazione del tagliente principale, χ di registrazione del tagliente principale, raggio r di raccordo della punta dell'utensile, ecc.); ove si voglia tener conto anche di questi importanti fattori del taglio, l'espressione (8-66) diviene più complessa, e ancora più numerose le serie di prove necessarie.

La costruzione del diagramma temperatura di taglio-durata dell'utensile può essere effettuata procedendo alla costruzione contemporanea del diagramma velocità di taglio-durata dell'utensile (facendo cioè un certo numero di prove di durata in funzione della velocità di taglio e misurando contemporaneamente la temperatura di taglio, per esempio con il metodo illustrato nel capitolo 7).

A titolo di esempio si illustrano i risultati di una di queste sperimentazioni (ITM Pisa). Le prove di durata effettuate corrispondono a sette diverse velocità di taglio, indicate nella tabella 8-5, dalla quale risultano anche i criteri di durata utilizzati.

Velocità di taglio v (m/min)	Durata dell'utensile T (min)			Forza elettromotrice E (mV)	Temperatura iniziale di taglio θ (°C)
	$VB = 0,4$ mm	$KT = 0,15$ mm	$KT/KM = 0,15$		
90	57	76	72,5	12,30	915
100	46	58	46,8	12,60	950
110	38	43,6	31,6	12,90	985
120	32,2	24,3	22	13,20	1020
130	27,2	17,9	15,8	13,45	1040
140	23,2	14,4	11,6	13,70	1070
145	22	14,2	10	13,80	1082

Tab. 8-5 Prove di durata per la realizzazione dei diagrammi, velocità di taglio, durata utensile con tre diversi criteri di usura. Materiale lavorato: UNI-38NiCrMo4PbTF, materiale utensile: ISO-P25; caratteristiche del taglio: $p = 2,5$ mm; $a = 0,3$ mm/giro; $\psi = 0°$; $\gamma = 6°$; $\alpha = 6°$; $\lambda = 0°$; $\psi' = 60°$; $\alpha' = 6°$; $r = 1,2$ mm.

Nelle figure 8-61 e 8-62, sono riportate due curve di usura, per diverse velocità di taglio fra quelle riportate in tabella 8-5, riferite a due diversi criteri di usura. In esse è riportata anche la documentazione fotografica (per VB) o grafica (mediante rugosimetro, per KT/KM) del progredire dell'usura.

Il diagramma velocità di taglio-durata dell'utensile, per il criterio di usura VB, è riportato nella figura 8-63, mentre nella figura 8-64 è riportato il diagramma temperatura iniziale di taglio-durata dell'utensile, corrispondenti ai valori della velocità di taglio, durata dell'utensile e temperatura iniziale di taglio riportati nella tabella 8-5.

Allo scopo di dimostrare che la temperatura di taglio può essere considerata una funzione diretta, globale, di tutti i fattori del taglio:

$$\theta = f(v, a, p, \gamma, \lambda, \chi, r, ...), \qquad (8\text{-}68)$$

sono state effettuate, sullo stesso materiale (UNI-38NiCrMo4PbTF), una seconda e una terza serie di prove di durata:

- la seconda con lo stesso materiale (ISO-P25) e tipo di utensile, ma con diversi valori dei parametri fondamentali del taglio;
- la terza con utensile, sempre della stessa qualità di carburi sinterizzati (ISO-P25), ma con geometria completamente diversa da quella relativa al tipo precedente e con diversi parametri fondamentali del taglio.

ISBN 88-408-1028-5

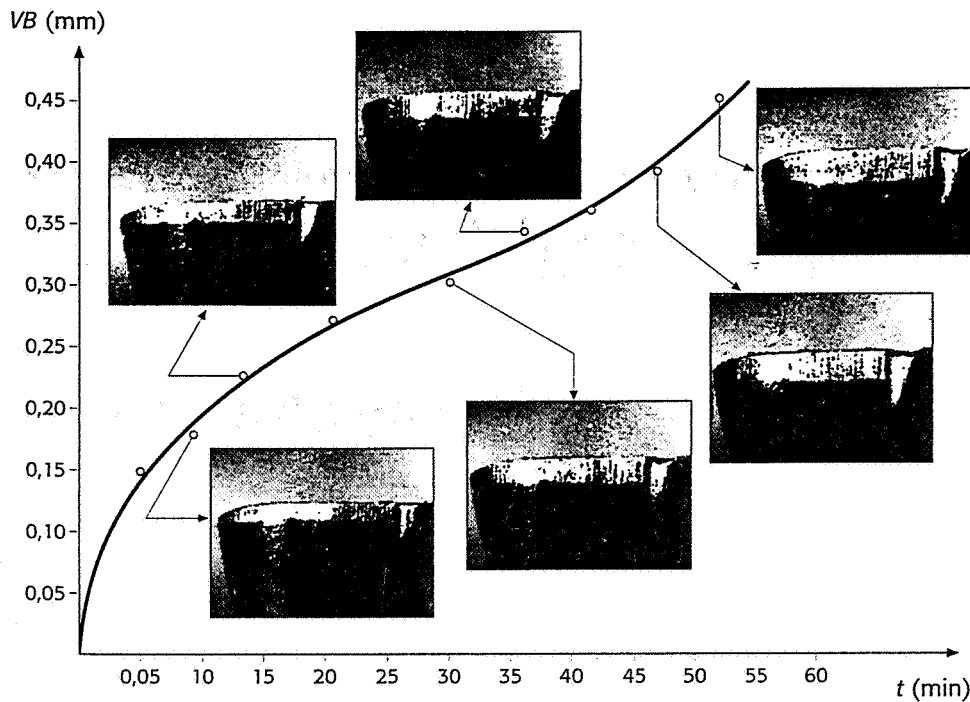



Fig. 8-61 Curva di usura per $v = 100$ m/min (parametro *VB*).

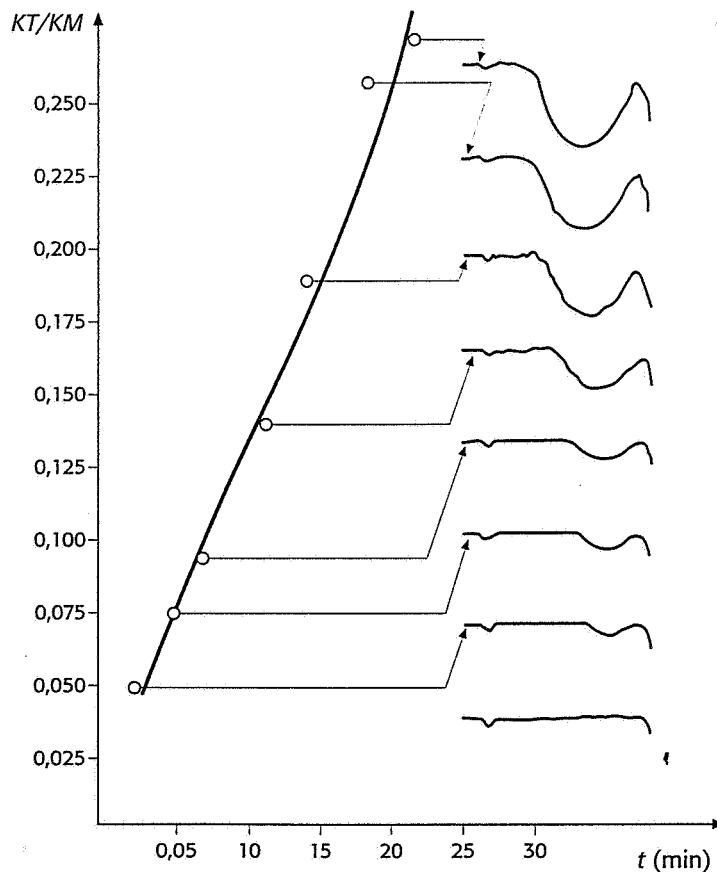



Fig. 8-62 Curva di usura per $v = 140$ m/min (parametro *KT/KM*).

I valori T e θ, ricavati dalle sperimentazioni, riportati sul diagramma della figura 8-64 risultano, tutti, addensati intorno alla retta.

Nella sperimentazione sono stati quindi mantenuti costanti *due soli* fattori del taglio (materiale tagliato e materiale dell'utensile) e tutti gli altri fattori del taglio sono stati variati, ottenendosi una rappresentazione grafica della funzione (8-67). La legge di variazione

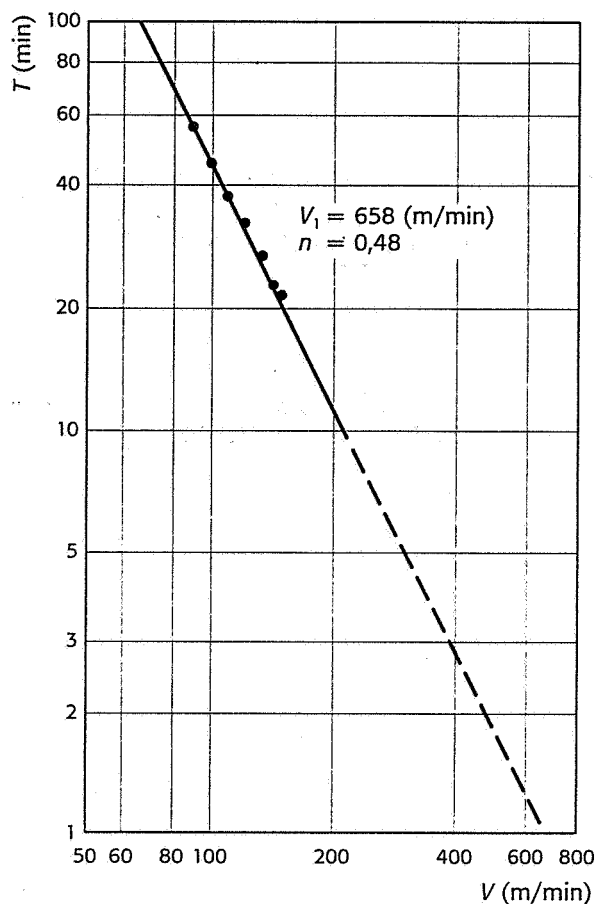



Fig. 8-63 Diagramma velocità di taglio-durata dell'utensile (ITM Pisa).
- Criterio di usura: $VB = 0{,}4$ mm;
- Materiale lavorato: UNI-38NiCrMo4PbTF; materiale utensile: carburi sinterizzati ISO-P25 (placchetta fissata meccanicamente); $p = 2{,}5$ mm; $a = 0{,}3$ mm/giro; $\psi = 0°$; $\gamma = 6°$; $\alpha = 6°$; $\lambda = 0°$; $\psi' = 6°$; $\alpha' = 6°$; $r = 1{,}2$ mm.

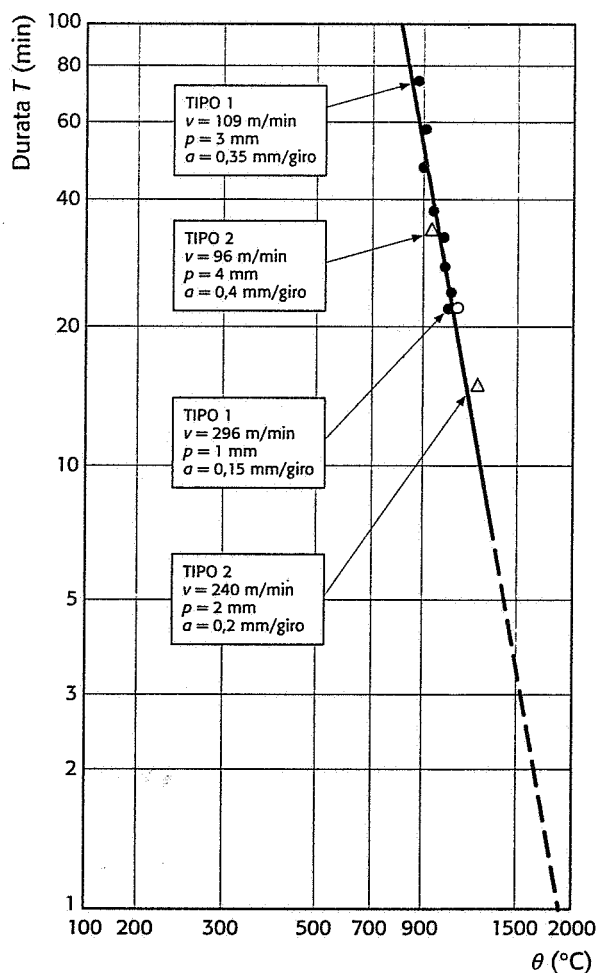
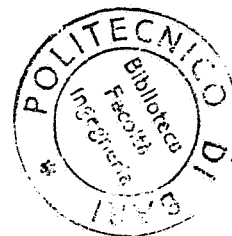



Fig. 8-64 Diagramma temperatura di taglio-durata dell'utensile (ITM Pisa).
- Criterio di usura: $VB = 0{,}4$ mm;
- Materiale lavorato: UNI-38NiCrMo4PbTF; materiale utensile: carburi sinterizzati ISO-P25. Utensile tipo 1: diritto per sgrossare; Utensile tipo 2: diritto a coltello.

ISBN 88-408-1028-5

della durata dell'utensile, in funzione della temperatura iniziale di taglio, è espressa dalla relazione:

$$\theta\, T^k = \theta_1^* \qquad (8\text{-}69)$$

dove:

θ = temperatura iniziale di taglio, espressa in °C;

T = durata dell'utensile, espressa in minuti;

k = coefficiente di durata dell'utensile, in relazione alla temperatura, funzione del materiale utensile e del materiale in lavorazione;

θ_1^* = temperatura specifica di taglio, corrispondente alla durata dell'utensile di un minuto, funzione esclusivamente del materiale dell'utensile e del materiale in lavorazione.

Nonostante gli evidenti vantaggi e l'approfondita sperimentazione effettuata, questo metodo non ha avuto il successo che meritava. Si ritiene che le cause possano essere ricercate nella criticabilità di alcuni metodi adottati per la determinazione della temperatura di taglio e nella loro scarsa applicabilità industriale, e inoltre nella tendenza all' applicabilità del metodo a tutti i possibili tipi di taglio (con conseguenti risultati negativi, ove il metodo non sia applicato esclusivamente entro il relativo campo di applicabilità e con l'osservanza di particolari norme).

8-7-7 Influenza della geometria dell'utensile sulla durata dell'utensile

Gli angoli caratteristici dell'utensile e il raggio di raccordo tra i taglienti hanno una certa influenza sulla velocità di taglio corrispondente a una determinata durata dell'utensile. In particolare:

- *angolo χ di registrazione del tagliente principale*: poiché la durata dell'utensile aumenta col diminuire dello spessore del truciolo asportato, risulta evidente che l'utensile con $\chi < 90°$, dovendo tagliare un truciolo di spessore assai minore, ha una durata maggiore. Questo risulta dalla tabella 8-6 nella quale, secondo diversi autori, è riportato il fattore di correzione della velocità di taglio v_{60} (velocità di taglio corrispondente alla durata di 60 minuti) in funzione dell'angolo χ di registrazione del tagliente principale.

AUTORE	$\chi = 90°$	$\chi = 60°$	$\chi = 45°$	$\chi = 30°$
Wallich	1	1,21	1,52	1,90
Smith	1	1,21	1,47	1,85
Boston	1	1,28	1,39	1,47

Tab. 8-6 Fattore di correzione della velocità di taglio v_{60}, in funzione dell'angolo χ di registrazione del tagliente principale.

- *raggio r di raccordo* tra i taglienti dell'utensile: alcuni autori propongono la relazione di Taylor così modificata:

$$v\, T^n\, a^m\, p^r = B\, V_1^* \qquad (8\text{-}70)$$

dove il coefficiente B (definito come coefficiente di forma del profilo dell'utensile) è espresso, in funzione dell'angolo χ e del raggio r di raccordo, dalle relazioni empiriche:

$$B = (2{,}48 - 1{,}48 \text{ sen } \chi)\, r^{0{,}244} \qquad (8\text{-}71)$$

per lavorazione di acciaio con utensili di acciaio rapido:

$$B = \frac{r^{0.05}}{\text{sen } \chi^{0{,}22}} \qquad (8\text{-}72)$$

per lavorazione di acciaio con utensili di carburi sinterizzati.

- *L'angolo χ' di registrazione* del tagliente secondario non ha, in effetti, influenza significativa sulla velocità di taglio corrispondente a una determinata durata dell'utensile; la sua influenza è invece notevole sulla rugosità della superficie lavorata.
- *L'angolo λ di inclinazione* del tagliente principale dell'utensile ha anch'esso influenza trascurabile sulla velocità di taglio; analogamente viene considerata trascurabile la influenza dell'angolo α di spoglia inferiore del tagliente principale.
- Per quanto riguarda *l'angolo γ di spoglia superiore*, contrariamente a quanto affermato da diversi autori, sperimentazioni cooperative condotte in seno al CIRP, hanno dimostrato la sua notevole influenza: un aumento dell'angolo γ da 10° a 30° permette, a parità di durata dell'utensile, un aumento del 50% della velocità di taglio. Questo comportamento è messo in chiara evidenza, nel diagramma di figura 8-13, dalla notevole diminuzione temperatura di taglio θ con l'aumentare dell'angolo γ di spoglia superiore.

8-8 Ottimizzazione dei processi di lavorazione per asportazione di truciolo

Nello studio del ciclo di lavorazione occorre scegliere i valori dei parametri di taglio (il cui effetto è stato descritto in precedenza) in modo da realizzare un ottimo economico o tecnico. Per questo si deve anzitutto stabilire un *criterio di ottimizzazione*: *minimo costo* della lavorazione oppure *massima produzione* (possono però verificarsi situazioni particolari nelle quali possono prevalere altri criteri quali, ad esempio, quello di assicurare il pieno impiego del personale, oppure rispondere a particolari richieste del mercato, ecc.). Tale criterio deve comunque tenere conto delle *condizioni limite* esistenti, in relazione alle *esigenze funzionali* dell'elemento da fabbricare (tolleranze geometriche, di forma, di posizione, di rugosità, ecc.).

Le *condizioni limite* sono sempre definite in relazione a esigenze tecniche, come, ad esempio, la potenza utile disponibile sul mandrino (cioè la potenza della macchina utensile, tenuto conto del suo rendimento meccanico), il livello delle vibrazioni e l'entità della forza di taglio, i valori limite dei *parametri macchina* (max. n. di giri del mandrino, max. avanzamento, ecc.).

È necessario mettere subito in evidenza che l'ottimizzazione della lavorazione effettuata sui parametri del taglio (descritta in questo paragrafo) è un'ottimizzazione *parziale*, nel senso che essa deve intendersi riferita a *una sola* operazione. Essa non si estende a un gruppo di macchine, a una linea di produzione o a una fabbrica: può quindi essere considerata come punto di partenza per ottimizzazioni più ampie e generali, che esulano dagli scopi di questo testo.

ISBN 88-408-1028-5

In questo senso, il problema dell'ottimizzazione di una lavorazione meccanica per asportazione di truciolo può ricondursi all'impostazione di un'*espressione analitica del costo di lavorazione* e alla determinazione delle condizioni di minimo costo, che conduce all'individuazione della combinazione ottimale dei parametri del taglio.

Fino a oggi gli studi economici relativi alle lavorazioni per asportazione di truciolo sono stati indirizzati, in generale, all'ottimizzazione dei soli parametri fondamentali del taglio (v, a, p), per varie ragioni, la prima delle quali è legata alla maggior influenza da essi esercitata sulla durata dell'utensile, una seconda ragione è legata all'assai scarsa mole di dati sperimentali necessari a un'analisi del genere di quella sopra ipotizzata, una terza ragione discende dalla complessità di un' analisi contemporanea di un numero elevato di fattori interdipendenti.

8-8-1 Ottimizzazione di un'operazione di tornitura

Il costo totale C_t, di lavorazione alle macchine utensili, di un elemento greggio può essere espresso dalla relazione:

$$C_t = C_p \cdot t_p + C_p \cdot t_l + C_p \cdot \frac{t_u}{P_T} + \frac{C_{ut}}{P_T} \text{ (lire)} \qquad (8\text{-}73)$$

dove:

C_p (lire/min.) = costo unitario del posto di lavoro. Questo costo comprende, oltre al costo unitario della macchina operatrice, tutti i costi relativi al posto di lavoro: ammortamenti, forza motrice, materiali di consumo, attrezzature, retribuzioni dell'operatore, manutenzione, quota parte delle spese generali del centro di costo, ecc.;

t_p (min) = tempi passivi (per lo scarico di un elemento finito e il montaggio sulla macchina di un altro elemento greggio, per appostamenti dell'utensile e ritorni rapidi, per soste diverse);

t_l (min) = tempo effettivo di lavorazione dell'utensile;

t_u (min) = tempo di arresto della macchina per il cambio di un utensile usurato con un altro nuovo;

P_T = numero di pezzi lavorati nell'intervallo T di durata con ciascun tagliente attivo dell'inserto, nel caso di utensili con placchetta fissata meccanicamente;

C_{ut} (lire) = costo dell'utensile relativo alla durata T del tagliente.

Nel caso di utensili con inserti a fissaggio meccanico, si ha:

$$C_{ut} = \frac{C_{ui}}{n_{ti}} + \frac{C_{up}}{n_t} \text{ (lire)} \qquad (8\text{-}74)$$

dove:

C_{ui} (lire) = costo dell'inserto;

C_{up} (lire) = costo dello stelo porta inserto;

n_{ti} = numero degli spigoli taglienti attivi dell'inserto;

n_t = numero degli spigoli taglienti attivi corrispondenti alla vita dello stelo porta inserto.

Il tempo effettivo di lavorazione è calcolabile, nel caso di tornitura, come:

$$t_l = \frac{L}{a \cdot n} \tag{8-75}$$

dove:
L = lunghezza del pezzo da lavorare (mm);
D = diametro della superficie lavorata (mm)
a = avanzamento (mm/giro);
n = numero di giri del pezzo in lavorazione (giri/min);

ma:

$$n = \frac{v \cdot 1000}{\pi \cdot D} \tag{8-76}$$

per cui:

$$t_l = \frac{\pi \cdot D \cdot L}{a \cdot v \cdot 1000} \tag{8-77}$$

Ricordando inoltre la relazione di Taylor:

$$v\, T^n = V_1$$

la (8-77) può essere scritta:

$$t_l = \frac{\pi D L T^n}{a \cdot V_1 \cdot 1000} \tag{8-78}$$

Risulta anche:

$$P_T = \frac{T}{t_l} \tag{8-79}$$

Introducendo la (8-78) e la (8-79) nell'espressione del costo totale, essa diviene una funzione della durata T dell'utensile, e assume la forma:

$$C_t = C_p \cdot t_p + C_p \cdot \frac{\pi D L T^n}{a \cdot V_1 \cdot 1000} + C_p \cdot t_u \cdot \frac{\pi D L T^{n-1}}{a \cdot V_1 \cdot 1000} + \\ + C_{ut} \cdot \frac{\pi D L T^{n-1}}{a \cdot V_1 \cdot 1000} \tag{8-80}$$

Quest'espressione ha un minimo per un valore di T che annulla la derivata $\frac{dC_t}{dT}$ la cui espressione, detta *durata economica* T_e è la seguente:

$$T_e = \left(\frac{1}{n} - 1\right) \cdot \left(t_u + \frac{C_{ut}}{C_p}\right) \tag{8-81}$$

Poiché il coefficiente di durata del tagliente n non dipende né dall'avanzamento a né dalla profondità di passata p, la (8-81) mette in evidenza che la durata ottima dell'utensile è indipendente dall'avanzamento e dalla profondità di passata ed è quindi una quantità invariante in un largo campo.

La *velocità di taglio ottima* discende immediatamente dalla relazione (8-65) del Taylor:

$$v_e = \frac{V_1}{T_e^n} \tag{8-82}$$

ISBN 88-408-1028-5

La relazione (8-82) mette in evidenza che la velocità di taglio ottima dipende dalla profondità di passata, dall'avanzamento e dagli altri parametri del taglio, in quanto da essi dipende la costante V_1.

Ciò significa che *la velocità di taglio ottima può essere determinata solamente per valori prefissati degli altri parametri del taglio.*

L'andamento qualitativo dei termini del costo, in funzione della velocità di taglio, è illustrato nella figura 8-65.

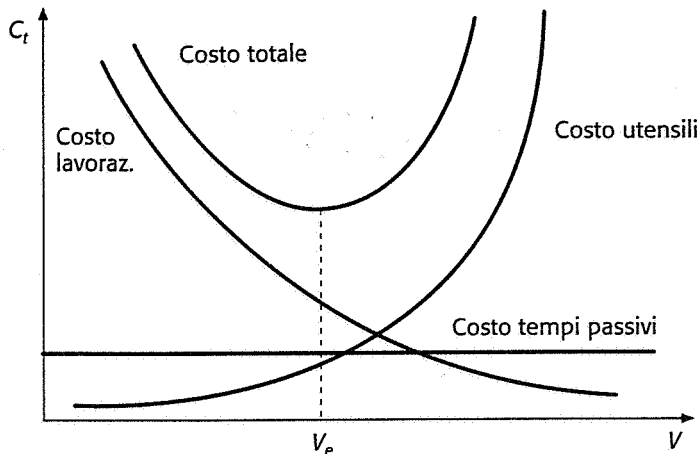



Fig. 8-65 Andamento qualitativo del costo totale C_t di lavorazione al variare della velocità di taglio.

Qualora si intenda utilizzare, come criterio di ottimizzazione, quello corrispondente all'ottenimento della *massima produzione*, è necessario fare riferimento al tempo totale t_t di lavorazione:

$$t_t = t_p + t_l + \frac{t_u}{P_T} \text{ (min)} \tag{8-83}$$

La relazione (8-83) può anche essere scritta:

$$t_t = t_p + \frac{\pi DLT^n}{a \cdot V_1 \cdot 1000} + t_u \cdot \frac{\pi DLT^{n-1}}{a \cdot V_1 \cdot 1000} \text{ (min)} \tag{8-84}$$

Quest'espressione ha un minimo per un valore di T che annulla la derivata (dt_t / dT) il cui valore è:

$$T_p = \left(\frac{1}{n} - 1\right) t_u \tag{8-85}$$

corrispondente al tempo minimo di lavorazione e quindi al massimo ritmo di produzione.

La corrispondente *velocità di massima produzione* risulta:

$$v_p = \frac{V_1}{T_p^n} \tag{8-86}$$

L'andamento qualitativo degli elementi di tempo in funzione della velocità di taglio è riportato nella figura 8-66.

Dal confronto delle due relazioni (8-82) e (8-86), e delle relative (8-81) e (8-85), è possibile desumere che la velocità v_p, corrispondente al massimo ritmo di produzione, è sempre maggiore di quella v_e, corrispondente alla massima economia, e il campo di velocità $v_e - v_p$ rappresenta i possibili compromessi fra le due esigenze (fig.8-67).

Si noti, però, che quando il termine C_{ut} (costo utensile) diviene piccolo rispetto al termine C_p (costo del posto di lavoro), le due curve vengono praticamente a coincidere.

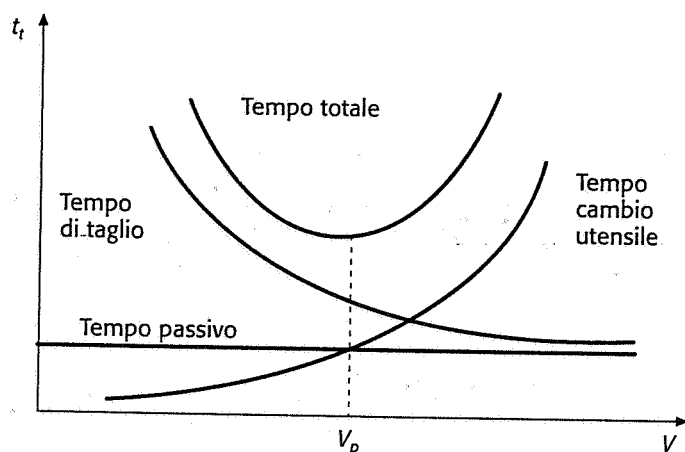



Fig. 8-66 Andamento qualitativo del tempo totale t_t di lavorazione in funzione alla velocità di taglio.

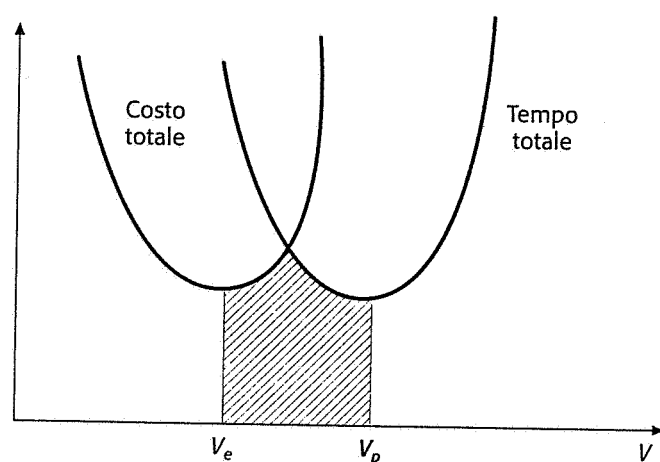



Fig. 8-67 Velocità economica di taglio v_e e velocità di taglio di massima produzione v_p.

Un esempio numerico relativo a quanto detto è il seguente.
Dati di partenza:

- operazione di cilindratura di un acciaio UNI-38NiCrMb4PbTF, con utensile a coltello con placchetta fissata meccanicamente, di carburi sinterizzati ISO-P25;
- *costo unitario del posto di lavoro*: C_p = 800 lire/min;
- *costo dell'utensile* relativo alla durata T del tagliente C_{ut}: assegnando al portautensile un costo medio di acquisto: C_{up} = 100 000 lire e supponendo che la durata di esso sia di n_t = 200 spigoli taglienti attivi, l'incidenza del portautensile, sul costo di ogni spigolo tagliente attivo, sarà:

$$\frac{C_{up}}{n_t} = \frac{100\,000}{200} = 500 \text{ lire}$$

Supponendo C_{ui} pari a 10 000 lire, l'incidenza del costo dell'inserto, sul costo di ogni spigolo tagliente attivo, è:

$$\frac{C_{ui}}{n_{ti}} = \frac{10\,000}{3} = 3333 \text{ lire}$$

pertanto C_{ut} = 500 + 3333 = 3853 lire;

- *tempi passivi* t_p = 1,1 min;
- *tempo di sostituzione spigolo tagliente* t_u: 1 min;

ISBN 88-408-1028-5

– *tempo effettivo di lavorazione* dell'utensile t_l: con riferimento alla relazione 8-82, e ai seguenti parametri:

D = 83 mm; L= 500 mm; a= 0,3 mm/giro; p= 2,5 mm; n= 0,48; V_1 = 658;

La durata ottima dell'utensile è (relazione 8-81):

$$T_e = 6 \text{ min};$$

a cui corrisponde la velocità di taglio:

$$v_e = = 273 \text{ m/min}.$$

si ha allora (vedi ancora relazione 8-78):

$$t_l = 1{,}09 \text{ min} \qquad P_T = 3.$$

Il costo totale C_t, espresso dalla relazione 8-73, può anche essere scritto nella forma:

$$C_t = C_1 + C_2 + C_3 + C_4;$$

dove:

$$C_1 = C_p t_p$$
$$C_2 = C_p t_l$$
$$C_3 = C_p \frac{t_u}{P_T}$$
$$C_4 = \frac{C_{ut}}{P_T}$$

Dall'esame della curva del costo totale C_t, riportata in figura 8-68, si nota che le variazioni di costo intorno al valore minimo sono molto limitate. Tuttavia elevate sono le variazioni della durata dell'utensile.

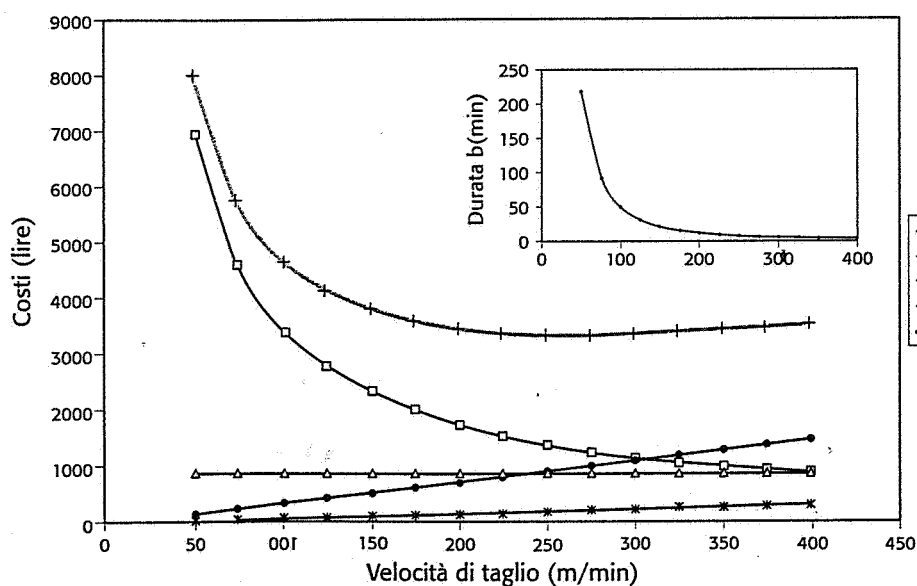



Fig. 8-68 Andamento dei termini del costo e della durata utensile in funzione della velocità di taglio (dati relativi all'esempio numerico).

8-8-2 Ottimizzazione di una operazione di tornitura, tenendo conto anche dell'avanzamento e della profondità di passata.

I ragionamenti fatti per il calcolo della velocità di taglio ottima, possono essere ripetuti per l'avanzamento, facendo riferimento alla relazione generalizzata di Taylor:

$$v\, T^n\, a^m\, p^r = V_1^*, \tag{8-87}$$

introducendo nella (8-73) il valore di a da essa ricavato:

$$a = \frac{V_1^{*\frac{1}{m}}}{v^{\frac{1}{m}}\, T^{\frac{n}{m}}\, p^{\frac{r}{m}}} \tag{8-87'}$$

si trova allora l'espressione:

$$C_t = C_p \cdot t_p + C_p \cdot \frac{\pi \cdot D.L. \cdot p^{\frac{r}{m}} \cdot v^{\frac{1}{m}-1} \cdot T^{\frac{n}{m}}}{V_1^{*\frac{1}{m}} \cdot 1000}$$

$$+ C_p \cdot t_u \cdot \frac{\pi \cdot D.L. \cdot p^{\frac{r}{m}} \cdot v^{\frac{1}{m}-1} \cdot T^{\frac{n}{m}}}{V_1^{*\frac{1}{m}} \cdot 1000}$$

$$+ C_{ut} \cdot \frac{\pi \cdot D.L. \cdot p^{\frac{r}{m}}\, v^{\frac{1}{m}-1}\, T^{\frac{n}{m}}}{V_1^{*\frac{1}{m}} \cdot 1000} \tag{8-88}$$

Considerando ora costante, insieme alla profondità di passata p, la velocità di taglio v, si può trovare il valore di T_e che rende zero la derivata: $\frac{dC_t}{dT}$

e cioè:

$$T_e = \left(\frac{m}{n} - 1\right) \cdot \left(t_u + \frac{C_{ut}}{C_p}\right) \tag{8-89}$$

a cui corrisponde un valore dell'avanzamento ottimo a_e [vedi relazione generalizzata di Taylor 8-87):

$$a_e = \frac{V_1^{*\frac{1}{m}}}{v^{*\frac{1}{m}} \cdot p^{\frac{r}{m}} \cdot T_e^{\frac{n}{m}}} \tag{8-90}$$

Se si fa variare simultaneamente, sia la velocità di taglio che l'avanzamento, per trovare il minimo dei minimi, si devono annullare simultaneamente le due derivate parziali rispetto a v e ad a. Risulta subito evidente che questo minimo non esiste, se non nel caso particolare in cui i due valori T_e delle relazioni (8-81) e (8-89) sono uguali, cioè nel caso in cui:

$$\frac{1}{n} - 1 = \frac{m}{n} - 1 \tag{8-91}$$

cioè quando $m = 1$; nella generalità dei casi, è sempre m < 1, per cui non si ha il minimo dei minimi.

ISBN 88-408-1028-5

Nella figura 8-69 sono riportate le curve del costo totale C_t in funzione della velocità di taglio v, per diversi valori dell'avanzamento. Risulta chiaramente che, per realizzare la lavorazione al minimo costo, è necessario scegliere *l'avanzamento massimo e la velocità ottima corrispondente*, tenendo naturalmente conto delle condizioni limite.

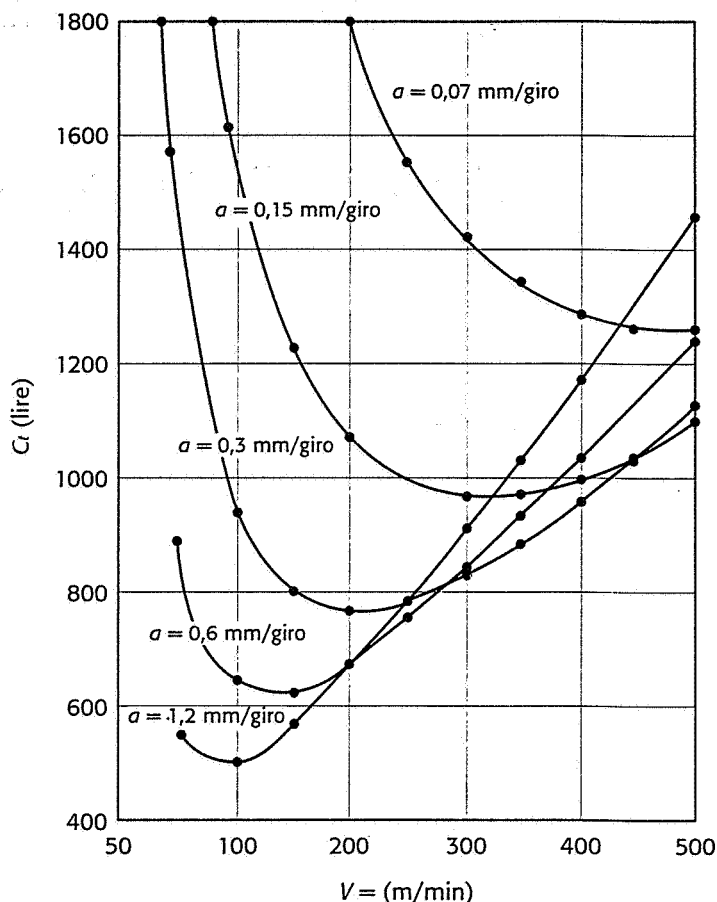



Fig. 8-69 Variazione del costo totale C_t con la velocità di taglio v e con l'avanzamento a.

Quanto detto a proposito dell'avanzamento, può essere ripetuto per la profondità di passata p, nel senso che (tenendo conto delle limitazioni imposte dalla potenza disponibile, dalla forza di taglio massima ammissibile o del livello di vibrazioni) quanto più grande è la profondità di passata, tanto più basso è il costo totale C_t, corrispondente alla velocità ottima di lavorazione v_e.

Una volta scelta la profondità di passata, che, nella maggior parte dei casi, è prefissata e coincide (a meno della eventuale passata di finitura) col sovrametallo da asportare (**), bisogna, successivamente, adottare il più grande avanzamento compatibile con le condizioni ai limiti, infine la velocità ottima (***), determinata dal valore minimo della curva del costo o dalle condizioni limite di potenza, in modo da realizzare l'utilizzazione razionale e contemporanea della macchina e dell'utensile.

(**) Quando ciò non è possibile, conviene effettuare il minimo numero di passate uguali, purché non intervenga il limite dovuto alla forza di taglio.
(***) Si ritrova così la vecchia regola delle officine per ottimizzare: bisogna scegliere, nell'ordine, la profondità di passata, l'avanzamento e la velocità massima, tenuto conto delle limitazioni esistenti sulla macchina.

8-8-3 Condizioni di ottimizzazione in finitura

Per ottimizzare anche l'operazione di finitura si segue la stessa metodologia e quindi si scelgono, nell'ordine, la profondità di passata, l'avanzamento e la velocità, massime consentite dalle condizioni economiche e dalle tolleranze dimensionali, di forma e di rugosità della superficie da lavorare.

Per queste ultime è necessario tenere conto *delle dispersioni sistematiche* derivanti soprattutto dall'usura dell'utensile; *delle dispersioni accidentali*, che derivano soprattutto:

- dai giochi esistenti tra gli organi della macchina;
- dalle deformazioni elastiche del pezzo in lavorazione, dell'utensile e degli organi della macchina, che sono funzione del valore della forza di taglio;
- dalle vibrazioni che sono funzioni dei giochi e delle deformazioni elastiche.

Tutto ciò impone un valore limite della profondità di passata relativamente basso (nelle condizioni medie di lavoro $p = 1$ mm).

Per quanto riguarda il valore dell'avanzamento, a quanto detto a proposito della profondità di passata, deve aggiungersi il fatto che esso influenza direttamente il valore della rugosità teorica, per cui, nella generalità dei casi, un valore: $a = 0{,}15$ mm/giro è considerato come valore limite, per lavorazioni di finitura.

8-9 Bibliografia

Carro Cao, G., *Gli utensili per il taglio dei metalli*, Sansoni edizioni scientifiche, Firenze 1965.

Giusti, F., *La temperature de coupe et ses rapports avec l'usure de l'outil en fonction des parametres de la coupe*, Revue du GAMI n. 2, 1966.

Giusti, F., *Contribution a l'etude de la temperature de coupe a l'egard des facteurs de la coupe et des applications pratiques,*. Annals of the CIRP, vol. 14, 1967.

Giusti, F., *Tecnologia meccanica e studi di fabbricazione*, Tipografia Editrice Pisana, Pisa 1976.

Micheletti, G.F., *Tecnologia Meccanica*, UTET, Torino 1977.

9 Le lavorazioni per asportazione di truciolo e il ciclo di lavorazione

9-1 Premessa

La prima parte di questo capitolo ha lo scopo di descrivere i *principi* delle più importanti lavorazioni per asportazione di truciolo, gli utensili impiegati e le superfici generabili: tali nozioni infatti sono indispensabili per una corretta elaborazione del ciclo di lavorazione, oggetto della seconda parte del capitolo. La descrizione dettagliata dei vari tipi di macchina utensile è stata volutamente omessa e rimandata, in forma ridotta, al capitolo 10; si ritiene infatti più formativa e utile la conoscenza delle varie operazioni di taglio e degli utensili relativi, cioè di concetti di validità generale e indipendenti dalla particolare macchina utensile.

9-2 La lavorazione di tornitura

9-2-1 Generalità

La tornitura è una delle lavorazioni più antiche effettuate dall'uomo ed ha lo scopo di ottenere superfici di rivoluzione esterne ed interne variamente conformate, tra cui anche filettature esterne ed interne e superfici zigrinate, oltre a superfici piane. È una lavorazione relativamente semplice ed economica sia come macchina (tornio) sia come utensile, con la quale è possibile ottenere una vasta gamma di componenti meccanici.

Come già illustrato nel capitolo 7, i moti caratteristici di questa lavorazione sono (fig. 7.22):

- il moto di taglio, rotatorio continuo, sempre posseduto dal pezzo; il parametro relativo, la velocità di taglio v, si misura in metri/minuto;
- il moto di alimentazione, rettilineo o curvilineo, giacente in un piano passante per l'asse di tornitura, sempre posseduto dall'utensile: esso è ottenuto dalla combinazione (meccanica o elettronica) di due moti di alimentazione rispettivamente parallelo e perpendicolare all'asse di tornitura. Il parametro relativo è detto avanzamento a e si misura in mm/giro;

ISBN 88-408-1028-5

- il moto di appostamento, sempre posseduto dall'utensile, è rettilineo e ha la funzione di regolare la posizione dell'utensile rispetto al pezzo e, in particolare, il parametro profondità di passata p, espresso in mm;
- il moto di lavoro, risultante dalla combinazione del moto di taglio e del moto di alimentazione, è un moto elicoidale.

La geometria dell'utensile monotagliente impiegato in tornitura è già stata ampiamente descritta nel capitolo 8.

9-2-2 Operazioni di tornitura

Le principali operazioni di tornitura sono quelle sottoelencate.

9-2-2a Tornitura cilindrica esterna

In questo caso (fig. 9-1) l'utensile ha un moto di alimentazione parallelo all'asse di tornitura. La velocità di taglio, come in tutti gli altri casi, è espressa dalla relazione:

$$v = (\pi D \cdot n)/1000 \text{ (m/min)} \qquad (9\text{-}1)$$

dove D è il diametro della superficie lavorata in mm, n è la velocità angolare del pezzo in giri/minuto.

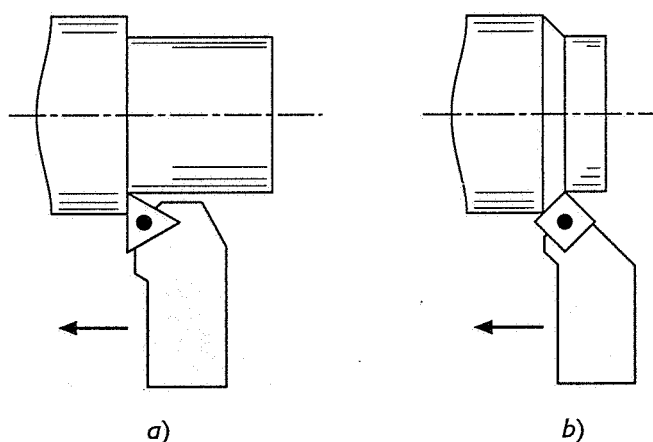



Fig. 9-1 Operazione di tornitura cilindrica esterna. *a*) con utensile a coltello $\chi = 90°$; *b*) con utensile sgrossatore $\chi = 45°$.

9-2-2b Tornitura piana esterna (sfacciatura)

Quest'operazione permette di ottenere superfici piane perpendicolari all'asse di tornitura con un moto di alimentazione dell'utensile perpendicolare a tale asse (fig. 9-2). Affinché la velocità di taglio rimanga costante durante l'operazione, è necessario che la velocità angolare del pezzo vari in funzione della posizione radiale dell'utensile: ciò non avviene nei normali torni con cambio meccanico della velocità di taglio e, in sfacciature complete, si possono verificare peggioramenti della finitura superficiale nelle vicinanze dell'asse di tornitura, laddove la velocità di taglio si riduce a valori molto bassi con rischio di formazione di tagliente di riporto. Nei moderni torni a controllo numerico (cap. 10), l'unità di governo elettronica mantiene la velocità di taglio costante in qualunque posizione radiale dell'utensile (esclusa una ristretta zona in vicinanza dell'asse).

Con tale operazione si possono anche sfacciare superfici non circolari: in tale caso, per un certo tratto, l'utensile lavora in modo incompleto durante un giro del pezzo ed è soggetto a urti (*taglio interrotto*), per cui occorre scegliere un materiale del tagliente di idonea tenacità.

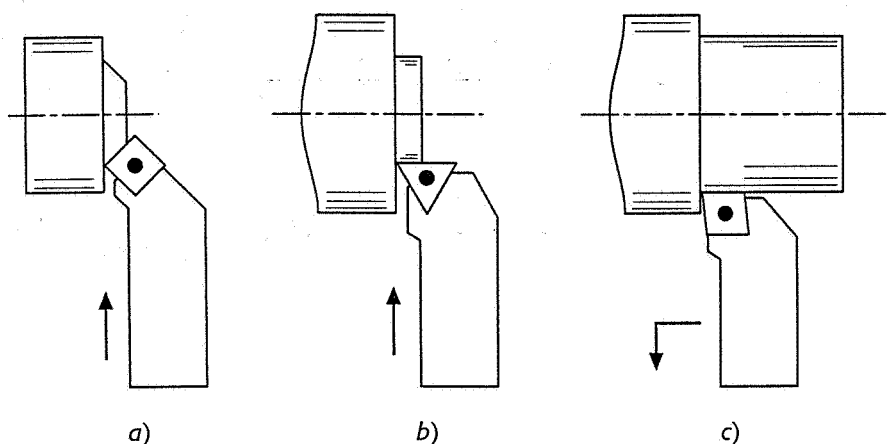



Fig. 9-2 Operazione di tornitura piana (sfacciatura). *a*) con angolo $\chi = 45°$; *b*) con angolo $\chi = 90°$; *c*) con utensile a coltello $\psi = -5°$, in grado di effettuare cilindratura e sfacciatura

9-2-2c Tornitura esterna di superfici a forma complessa

Combinando opportunamente (soprattutto con un controllo numerico) i due moti di alimentazione parallelo e perpendicolare del tornio, è possibile ottenere superfici di rivoluzione, la cui generatrice può essere composta di tratti rettilinei comunque inclinati rispetto all'asse di tornitura e da tratti ad arco di circonferenza, o anche di forma più complessa. La tornitura *conica* è un caso particolare di questo gruppo di lavorazioni.

A parte le modalità con cui ottenere il moto di alimentazione necessario per tornire un certo profilo (si veda il cap. 10 per l'uso del controllo numerico), di fondamentale importanza in questi casi è la scelta dell'utensile, in particolare degli angoli χ e χ', in modo che esso possa lavorare correttamente su tutto il profilo (fig. 9-3). Se ciò non è possibile occorre lavorare in successione con più utensili, destri e sinistri.

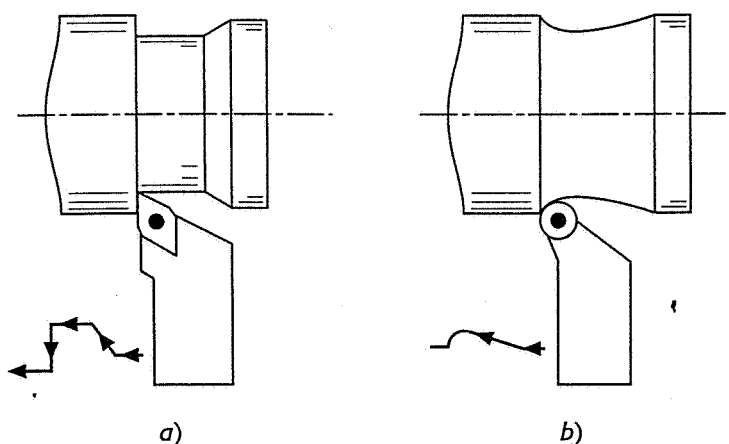



Fig. 9-3 Tornitura di superfici esterne di forma complessa. *a*) a generatrice con tratti rettilinei; *b*) a generatrice curvilinea.

9-2-2d Tornitura interna

È possibile effettuare le stesse operazioni descritte ai punti precedenti anche per superfici interne, partendo da fori già presenti nel greggio o ricavati per foratura. In linea generale si possono realizzare (analogamente al punto precedente) superfici interne di rivoluzione aventi

ISBN 88-408-1028-5

generatrici complesse formate da segmenti di retta e archi di cerchio. Gli utensili necessari hanno geometria simile a quelli illustrati nella figura 9-4. È sempre conveniente scegliere utensili con lo stelo del massimo diametro compatibile con i problemi di ingombro: infatti nelle operazioni di tornitura interna l'utensile è soggetto a flesso-torsione e la sua rigidezza si riduce all'aumentare del rapporto lunghezza/diametro del foro da lavorare. Questi utensili tendono facilmente a entrare in vibrazione, per cui avanzamento e profondità di passata in queste operazioni dovranno essere scelti di valore inferiore alle analoghe operazioni su superfici esterne.

a)

b)

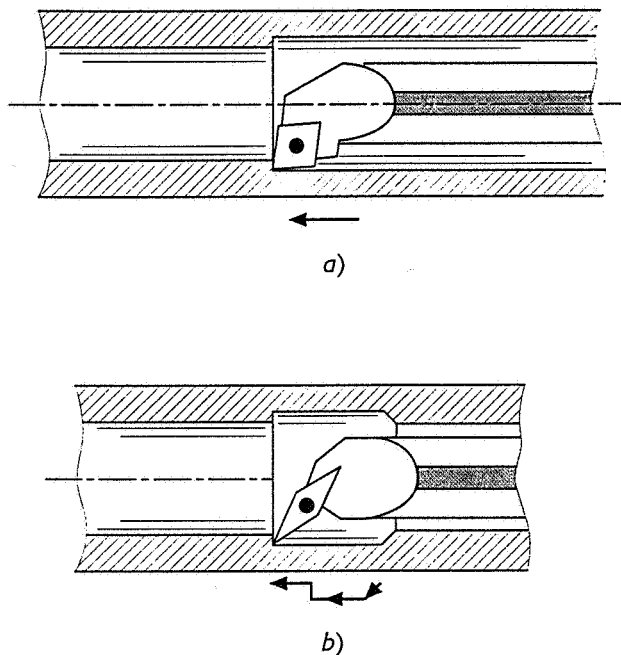



Fig. 9-4 Esempio di tornitura interna:
a) cilindratura ;
b) realizzazione di una superficie con generatrice a tratti rettilinei.

9-2-2e Filettature esterne e interne

Le filettature esterne e interne, metriche e di altro tipo, possono essere ottenute partendo da superfici cilindriche, con utensili di idonea geometria, con un moto di alimentazione parallelo all'asse di tornitura e avanzamento uguale al passo della filettatura (fig. 9-5). Per la correttezza dell'operazione è necessario che la rotazione del pezzo e l'avanzamento dell'utensile siano perfettamente collegati con sistemi meccanici o elettronici.

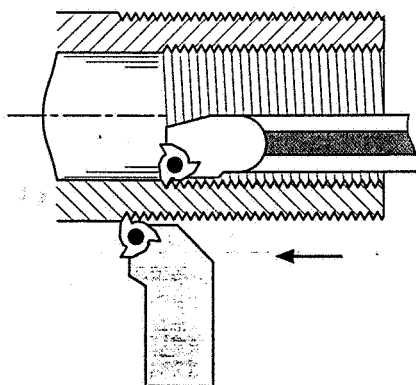



Fig. 9-5 Operazioni di filettatura esterna e interna.

Attualmente sono disponibili inserti in carburi sinterizzati (fig. 9-6) che permettono di eseguire contemporaneamente il profilo filettato e la tornitura di finitura delle creste dei filetti, garantendo un'ottima concentricità tra diametro medio e diametro esterno: in molti casi si può anche fare a meno della tornitura preliminare. Il filetto viene ottenuto con diverse passate, in funzione del passo (e quindi dell'altezza del filetto) da eseguire. Esistono vari metodi per realizzare il moto di appostamento, illustrati nella figura 9-7: nel caso di *incremento radiale* dell'utensile (fig. 9-7*a*) ambedue i fianchi del filetto vengono lavorati contemporaneamente. Ciò porta, con l'aumentare del passo, a un aumento eccessivo della lunghezza di tagliente in presa e quindi all'insorgere di vibrazioni dannose per la finitura superficiale: in tal caso occorre far lavorare un solo tagliente e fare le passate successive secondo gli schemi *b* e *c* della stessa figura 9-7. Questi metodi sono già implementati nei *cicli fissi* dei torni a controllo numerico (cap. 10). Per evitare che rimangano sui fianchi del filetto le tracce delle successive passate, si suole effettuare anche un certo numero di passate finali di *lucidatura*, cioè senza incremento della profondità di passata.

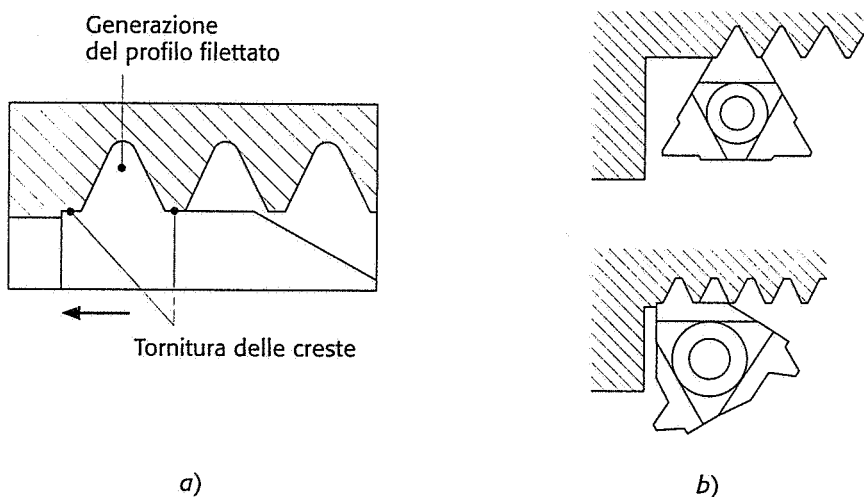



Fig. 9-6 Modo di lavorare di un inserto in carburi sinterizzati per filettatura: *a*) tipiche forme *b*) di detto inserto.

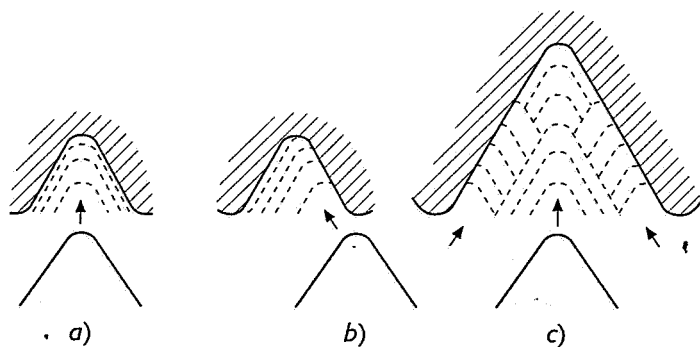



Fig. 9-7 Alcuni metodi di incremento della passata in operazioni di filettatura: *a*) incremento radiale; *b*) incremento parallelo al fianco del filetto; *c*) incremento bilaterale.

Questi inserti vengono montanti sul portainserti con un'angolazione di circa 1 grado (fig. 9-8) per tenere conto della inclinazione delle superfici del filetto e fare in modo che l'inserto lavori sui due fianchi con angoli di spoglia uguali ; questa condizione vale ovviamente solo per certi rapporti diametro/passo. In tutti gli altri casi è possibile montare l'inserto con angoli diversi (tra 0 e 2 gradi circa) mediante l'interposizione di una staffa a cuneo.

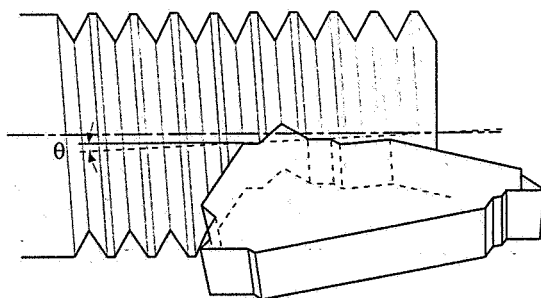



Fig. 9-8 Metodo di montaggio inclinato dell'inserto per filettare sul portainserto ($\theta \cong 1°$).

9-2-2f Esecuzione di gole esterne e interne

Le gole esterne e interne vengono effettuate, dopo aver portato l'utensile in corrispondenza della posizione longitudinale della gola, in vicinanza della superficie pretornita, mediante il moto di appostamento e comunicandogli il moto di alimentazione radiale o talvolta inclinato rispetto all'asse di tornitura, fino alla profondità richiesta (fig. 9-9). Ogni tipo di gola richiede un inserto con l'appropriato profilo: sono disponibili inserti per gole unificate o di uso comune quali gole di scarico di rettifica e di filettatura, gole per anelli Seeger, per guarnizioni tipo O-ring, ecc.

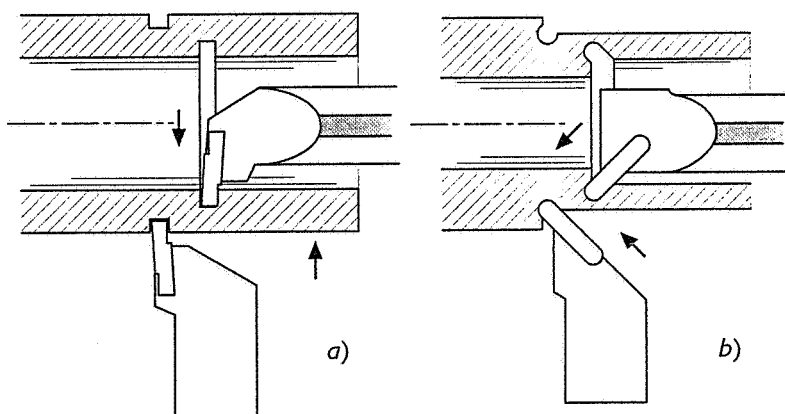



Fig. 9-9 Esecuzione di gole esterne e interne: *a*) con avanzamento radiale, *b*) con avanzamento obliquo.

Un caso particolare di quest'operazione è la troncatura (fig. 9-10) nella quale l'alimentazione radiale dell'utensile arriva al punto di tagliare completamente il pezzo lavorato, separandolo dal resto della barra che rimane sulla macchina. Lo stelo di questi utensili ha spesso la forma *a lama*, inseribile su idonei supporti, in modo da aumentare il diametro massimo troncabile. La larghezza di troncatura varia generalmente tra 3 e 6 mm; valori superiori porterebbero inevitabilmente a fenomeni vibratori inammissibili.

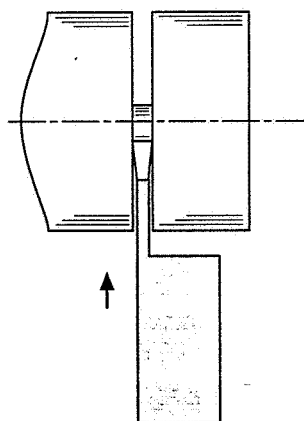



Fig. 9-10 Operazione di troncatura.

9-2-2g Esecuzione e lavorazione di fori

È possibile effettuare forature con asse coincidente con quello di tornitura o allargature o finiture di fori preesistenti, mediante gli stessi utensili usati su altre macchine come punte a elica, allargatori, alesatori (par. 9-3). In questi casi il moto di alimentazione dell'utensile è rettilineo e ha la stessa direzione dell'asse di tornitura. Tipica è l'operazione di centratura con punta da centri (fig. 9-16*a*) che, insieme con l'operazione di sfacciatura, viene spesso utilizzata per la preparazione degli spezzoni di barra per il loro montaggio tra le punte del tornio (cap. 10).

9-2-2h Zigrinatura (o godronatura)

La zigrinatura consiste in una operazione di deformazione plastica a freddo mediante la quale è possibile trasformare una superficie cilindrica, precedentemente tornita, in una superficie adatta a facilitare l'afferraggio manuale (fig. 9-11). Si impiegano utensili formati da due rulli, con zigrinatura incrociata, montati su idoneo supporto, che vengono premuti contro la superficie cilindrica.

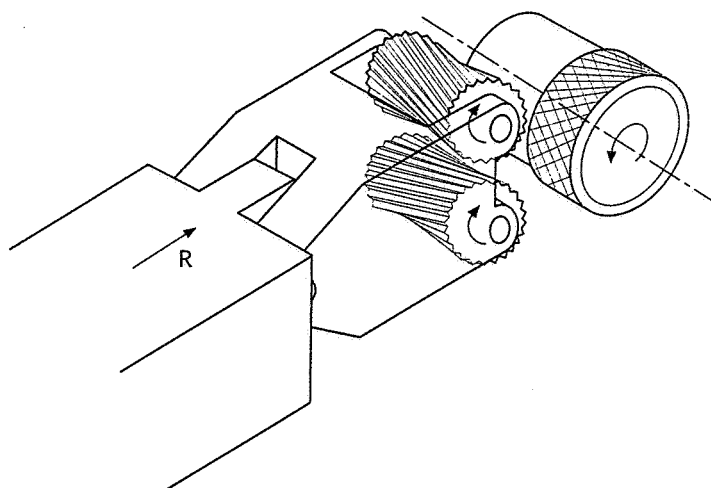



Fig. 9-11 Operazione di zigrinatura.
R: moto di appostamento.

9-2-3 Parametri di taglio

I criteri per la scelta dei parametri di taglio in operazioni di tornitura e il modo di calcolare la forza e la potenza di taglio, sono già stati illustrati nel capitolo 8. A scopi pratici si ritiene quindi utile riportare nella tabella 9-1 i valori indicativi di velocità di taglio e avanzamento per operazioni di tornitura esterna e interna, nella forma in cui vengono solitamente presentati dai costruttori di utensili. Nel caso di filettatura, esecuzione di gole e troncatura i valori della velocità di taglio devono essere ridotti di circa il 50%, rispetto ai valori tabellati. Il valore dell'avanzamento impiegato nell'esecuzione di gole e in troncatura è compreso tra 0,05 e 0,15 mm/giro. In generale, in tutte le altre operazioni di tornitura, il valore della profondità di passata varia *indicativamente* tra 0,1 e 1 mm per passate di finitura e tra 1 e 10 mm per passate di sgrossatura.

Come meglio esemplificato nel par. 9-7-7, si ritiene utile ricordare che la scelta della terna più opportuna dei parametri di taglio deve tenere conto dei limiti tecnologici del sistema macchina-pezzo-utensile e in particolare:

ISBN 88-408-1026-5

- la *velocità angolare* risultante dalla scelta della velocità di taglio e dal diametro tornito deve tenere conto della massima velocità disponibile sulla macchina e delle condizioni di stabilità del pezzo, variabili in funzione di peso, dimensioni, forma ed eccentricità del pezzo nonché del metodo di bloccaggio utilizzato;
- la combinazione di avanzamento e profondità di passata scelti non deve dare origine a una forza di taglio di valore tale da provocare deformazioni eccessive del pezzo, dell'utensile, e/o causare lo spostamento del pezzo dal suo bloccaggio o l'insorgere di fenomeni vibratori pericolosi;
- la combinazione dei parametri di taglio deve essere compatibile con la coppia e la potenza disponibili al mandrino della macchina.

Materiale pezzo	**Materiale inserto**						
	P01	P10	P20	P30	P40	M10	M40
	Avanzamento mm/giro						
	0.3-0.05	0.7-0.3-0.1	1-0.3-0.1	2-0.4-0.2	2.5-0.4	0.5-0.2	3-0.4
Acciaio al C $R_m = 400 \div 600$ (*)	250-350	200-250-300	100-250-290	70-150-200	40-150		
Acciaio al C $R_m = 600 \div 800$ (*)	200-300	150-200-250	80-150-200	50-100-180	30-100		
Acciaio legato $R_m = 1000 \div 1100$ (*)	120-200	70-100-150	40-80-100	25-60-90	20-60		
Acciaio legato $R_m = 1100 \div 1500$ (*)	100-150	60-90-120	30-70-90	20-50-70	15-50		
Acciaio inox austenitico			100-140-170	90-120-150	80-110		25-90
Leghe resistenti al calore						30-50	
Getti di acciaio a basso tenore di carbonio			55-90-110	30-70-100	20-60		

Materiale pezzo	**Materiale inserto**			
	K01	**K10**	**K20**	**K30**
	AVANZAMENTO mm/giro			
	0.2-0.1	**1.0-0.5-0.2**	**1.0-0.5-0.2**	**1.2-0.7**
Ghisa grigia HB = 1800	160-200	80-140-220	60-110-170	60-80
Ghisa grigia HB = 2500	90-130	50-110-170	40-80-125	40-60
Ghisa malleabile		90-130-190	60-100-150	50-80
Bronzo, Ottone		200-250-300		170-200
Leghe leggere dolci		1000-1500 2000		1000-1500
Leghe leggere trattate termicamente		250-500-700		200-300

(*) MPa

Tab. 9-1 Valori indicativi della velocità di taglio in m/minuto per la tornitura di vari materiali per vari materiali dell'inserto, per vari avanzamenti e per una durata di 15 minuti.

9-3 La lavorazione dei fori

9-3-1 Generalità

La lavorazione dei fori è una delle più importanti operazioni per asportazione di truciolo, dato che, in termini quantitativi, è quella più frequente nella realizzazione di componenti meccanici. Le forme più usuali di foro sono illustrate nella figura 9-12. Ogni foro, in funzione della sua geometria e della sua qualità (tolleranza sul diametro e finitura superficiale), richiede una sequenza più o meno complessa di operazioni, fatte con utensili diversi: queste operazioni, riportate nella figura stessa e di seguito dettagliatamente descritte, sono la centratura, la foratura, l'allargatura, l'alesatura e la maschiatura. In linea generale, ad eccezione del caso in cui alcune di queste lavorazioni siano fatte sul tornio, i moti caratteristici delle macchine su cui è possibile effettuarle sono i seguenti:

Fig. 9-12 Alcune delle più comuni tipologie di fori.
a) foro cilindrico ottenuto mediante: centratura, foratura, allargatura;
b) foro filettato ottenuto mediante: centratura, foratura, eventuale allargatura e filettatura;
c) foro cilindrico con tolleranza sul diametro ottenuto mediante: centratura, foratura, allargatura, alesatura;
d) foro conico ottenuto mediante: centratura, foratura, allargatura, alesatura conica;
e) foro cilindrico con svasatura cilindrica ottenuto mediante: centratura, foratura, allargatura (svasatura);
f) foro cilindrico con svasatura conica ottenuto mediante: centratura, foratura, allargatura (svasatura).

- moto di taglio: è rotatorio continuo ed è sempre posseduto dall' utensile;
- moto di alimentazione: è rettilineo e può essere posseduto dall' utensile o dal pezzo, a seconda della macchina usata;
- moto di appostamento: è posseduto dal pezzo o dall'utensile e serve per far coincidere l'asse dell'utensile con quello del foro da eseguire, oltre che a portare l'utensile in vicinanza della superficie del pezzo.

9-3-2 Le operazioni di centratura e di foratura

L'operazione di foratura è quella più comune e serve per ottenere un foro cilindrico con qualità equivalente a una sgrossatura: infatti le tolleranze sul diametro del foro, sulla sua circolarità e la finitura superficiale sono piuttosto scadenti (qualità inferiore a IT11 e rugosità superiore a R_a = 3 μm). L'utensile più semplice per eseguire tale operazione è la classica *punta elicoidale*, la cui geometria è illustrata nella figura 9-13. La punta è costituita da un *codolo* cilindrico o conico per il centraggio sul mandrino della macchina e per la trasmissione della coppia di taglio (per attrito nel caso di codolo cilindrico, tramite il dente di trascinamento nel caso di codolo conico) e da una parte cilindrica nella quale sono realizzate due *scanalature elicodali* opposte, con inclinazione φ, la cui intersezione con la superficie di estremità forma i due taglienti (AB e CE in fig. 9-13), formanti un angolo η. Questi sono collegati da un tratto AC che non ha angoli adatti al taglio e tende a incrudire il materiale lavorato. Gli spigoli elicoidali di guida (BB′ ed EE′) costituiscono il cosiddetto *quadretto*: tale parte, caratterizzata da un piccolo angolo di spoglia inferiore (circa 2 gradi), ha una duplice funzione di *guida* nella punta nel foro e di *lisciatura* della parete cilindrica del foro stesso.

ISBN 88-408-1028-5

Le due scanalature elicoidali hanno la funzione di permettere l'evacuazione dei trucioli che si formano in corrispondenza dei taglienti e di portare, per quanto possibile, in questa zona il fluido lubro-refrigerante. Il nocciolo centrale compreso tra le due scanalature ha un diametro e variabile tra 0,1 e 0,2 D tra l'estremità tagliente della punta e la fine delle scanalature elicoidali (essendo D il diametro della punta) e assicura la resistenza alla torsione della punta stessa; il suo diametro non supera il valore detto, per evitare che la sezione di passaggio dei trucioli da evacuare subisca un'eccessiva limitazione.

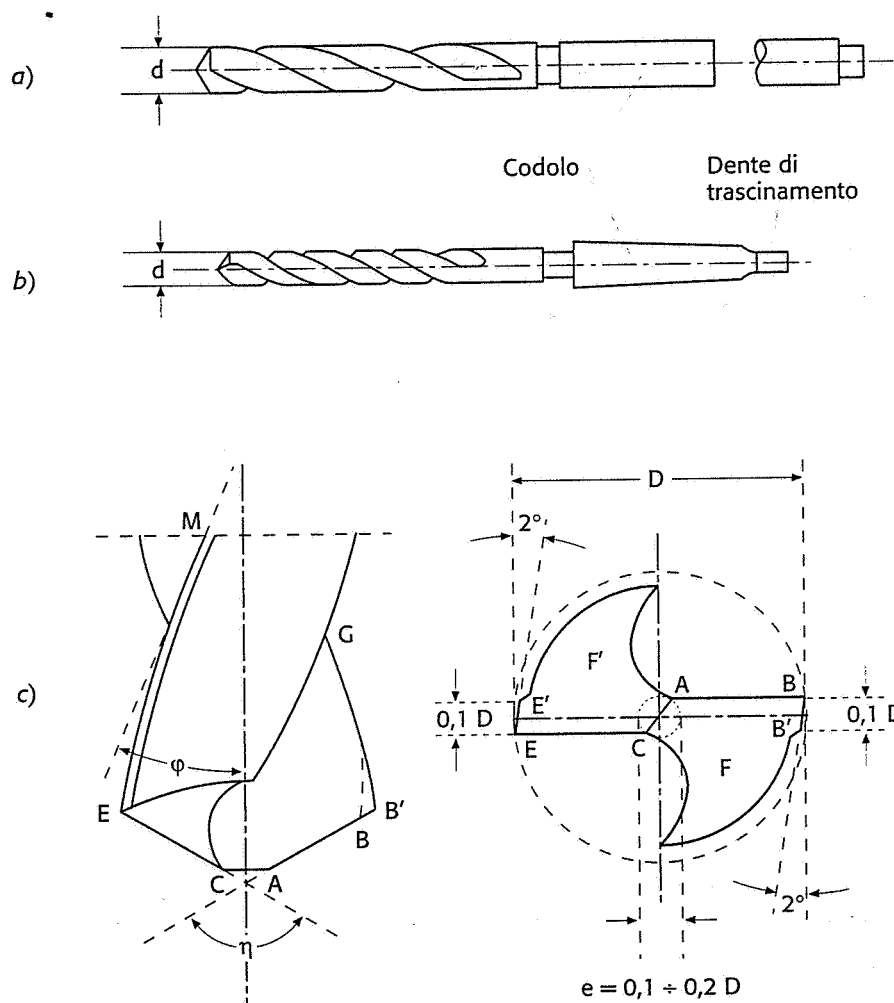



Fig. 9-13 Punte a elica: *a*) con codolo cilindrico; *b*) con codolo conico Morse; *c*) geometria della punta.

I valori degli angoli φ e η (fig. 9-13) vengono scelti quale risultato di un complesso compromesso tra varie esigenze, tra cui:

- assicurare una componente di spinta contraria alla direzione di avanzamento, nonché una sezione libera di passaggio tra le superfici delle scanalature elicoidali e le pareti del foro, per l'evacuazione dei trucioli;
- garantire un valore dell'angolo di spoglia superiore per ogni tagliente adatto al materiale lavorato;
- conferire alla parte terminale della punta una resistenza meccanica adatta al materiale lavorato;
- permettere ai trucioli di avvilupparsi secondo un elicoide di diametro simile a quello delle scanalature elicoidali, in modo che la resistenza di attrito dei trucioli sulle pareti del foro sia minima.

Diametro [mm]	Angolo φ		
	N	D	T
fino a 0,5	13° ÷ 20°	–	–
oltre 0,5 fino a 1	15° ÷ 22°	–	–
oltre 1 fino a 3,5	17° ÷ 23°	8° ÷ 12°	30° ÷ 38°
oltre 3,5 fino a 6	19° ÷ 26°	10° ÷ 16°	30° ÷ 42°
oltre 6 fino a 10	22° ÷ 28°	10° ÷ 16°	35° ÷ 45°
oltre 10	25° ÷ 30°	10° ÷ 16°	35° ÷ 45°

Materiale	Angolo η dei taglienti
Acciaio e acciaio in getti, legato e non legato R_m = 400 ÷ 700 MPa	118°
Ghisa grigia	118°
Ghisa malleabile	118°
Ottone	118°
Nichel	118°
Lega di zinco	118°
Metallo antifrizione	118°
Acciaio R_m = 700 ÷ 1400 MPa	130°
Acciaio inossidabile austenitico	140°
Rame	140°
Lega di alluminio a truciolo lungo	140°
Lega di alluminio a truciolo corto	140°
Lega di magnesio	140°
Materie plastiche stampate	80°

Tab. 9-2 Valori tipici degli angoli φ e η delle punte a elica per varie esecuzioni e per la foratura di vari materiali.

A seconda dei valori assunti da questi angoli, le punte a elica si distinguono in tre esecuzioni: N per foratura di acciai da costruzione, ghisa grigia, leghe non ferrose di media durezza; D per foratura di materiali particolarmente duri e tenaci; T per foratura di materiali particolarmente teneri e malleabili. La tabella 9-2 riporta i valori tipici degli angoli φ e η per le esecuzioni N, D e T delle punte a elica.

Gli angoli di spoglia inferiore e superiore di ogni tagliente dipendono dall'inclinazione delle scanalature elicoidali (ognuna delle quali rappresenta il *petto* dell'utensile) e dalla geometria delle faccette di affilatura (ognuna delle quali rappresenta il *fianco*). Inoltre tali angoli non sono costanti, ma dipendono dall'avanzamento con cui la punta a elica viene usata. I valori di detti angoli e la loro relazione con l'avanzamento possono essere dedotti come segue, facendo riferimento alla figura 9-14. Si consideri un punto P del tagliente della punta, sito a distanza $d/2$ dall'asse; si faccia quindi una sezione della punta con un cilindro di diametro d coassiale con la punta stessa e si sviluppi tale sezione in piano. Durante l'operazione di foratura il punto P percorre

ISBN 88-408-1028-5

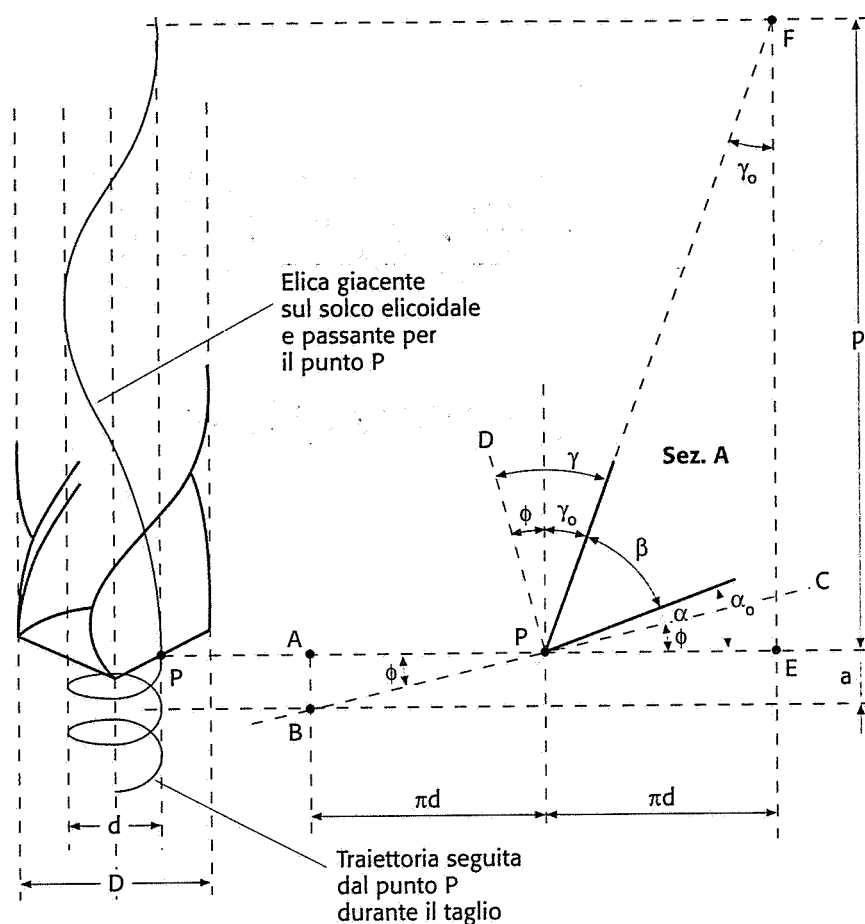



Fig. 9-14 Angoli di spoglia superiore e inferiore del tagliente di una punta a elica. La sezione A è ottenuta mediante un cilindro di diametro d coassiale con la punta e sviluppata in piano.

un'elica, derivante dalla combinazione del moto rotatorio di taglio e di quello rettilineo di alimentazione, con diametro d e passo pari all' avanzamento a impostato. Tale elica, sviluppata in piano dà quindi origine al triangolo PAB. Nel caso, puramente ipotetico, di sola rotazione della punta con avanzamento nullo, gli angoli di spoglia superiore e inferiore *apparenti* γ_0, e α_0, sarebbero quelli illustrati in figura. Ma dato che la punta avanza, oltre che ruotare, gli angoli γ e α *effettivi* devono essere misurati rispetto alla tangente alla superficie lavorata e alla sua normale (rispettivamente PC e PD nella figura 9-14). Gli angoli effettivi di spoglia sono quindi legati a quelli apparenti dalle seguenti relazioni:

$$\alpha = \alpha_0 - \phi \tag{9-2}$$

$$\gamma = \gamma_0 + \phi \tag{9-3}$$

I valori degli angoli γ_0 e ϕ possono essere ricavati considerando rispettivamente i triangoli PAB e PFE, dove quest'ultimo rappresenta lo sviluppo in piano dell'elica giacente sulla scanalatura elicoidale e passante per il punto P:

$$\text{tg}\phi = \frac{a}{\pi d} \tag{9-4}$$

$$\text{tg}\gamma_o = \frac{\pi d}{\text{p}} \tag{9-5}$$

Quindi gli angoli di spoglia superiore e inferiore effettivi variano al variare del punto P lungo il tagliente e in funzione dell'avanzamento (parametri d e a delle relazioni precedenti). Si osservi in particolare che l'angolo di spoglia inferiore effettivo α può assumere anche valori nulli, per elevati valori dell'avanzamento (fenomeno del *tallonamento* della punta). Il problema della limitazione della variazione dell'angolo di spoglia inferiore effettivo lungo il tagliente viene comunemente risolto con una idonea *affilatura*, il cui principio è riportato schematicamente in figura 9-15, in base al quale l'angolo di spoglia inferiore apparente α_0 diminuisce dall'asse alla periferia della punta. Le faccette di affilatura ottenute sono due superfici coniche, come illustrato nella figura 9-15. Al contrario, l'angolo di spoglia superiore effettivo γ diminuisce dalla periferia all'asse della punta.

L'operazione di *centratura* viene effettuata con un'apposita punta a centrare (fig. 9-16*a*) e ha la funzione di preparare l'operazione successiva di foratura realizzando un foro con funzione di guida per il posizionamento della punta a elica. Tale operazione è sempre consigliabile, ma è d'obbligo nel caso in cui l'asse del foro non sia perpendicolare alla superficie del pezzo o nel caso di forature con punte di piccolo diametro su superfici gregge (una punta a elica, senza centratura preliminare, potrebbe facilmente deviare dalla direzione voluta).

Altri tipi di utensili per l'esecuzione di forature sono i seguenti:

- la punta doppia (fig. 9-16*b*) che ha lo scopo di realizzare un foro con svasatura cilindrica;
- la punta a gradini (fig. 9-16*c*) che ha lo scopo di realizzare un foro a più diametri, usata solitamente per la sgrossatura di fori conici;
- il perforatore con inserti in carburi sinterizzati (fig. 9-16*d*) che permette di raggiungere notevoli produttività.
- la punta con canali per l'adduzione del fluido lubro-refrigerante in corrispondenza delle faccette di affilatura (fig. 9-16*e*).

La tabella 9-3 riporta i valori indicativi della velocità di taglio e dell' avanzamento per operazioni di foratura, con punte a elica in acciaio superrapido, di vari materiali per vari valori del diametro della punta. La velocità di taglio in foratura è la velocità periferica di un punto sito all'estremità esterna del tagliente ed è quindi espressa dalla stessa relazione (9-1) già vista nella tornitura.

La valutazione *approssimata* della coppia e della potenza in operazioni di foratura può essere fatta come segue, con riferimento alla figura 9-17. La forza di taglio per ogni tagliente può essere decomposta in una componente P_1 applicata nella mezzeria del tagliente ed in una componente P_2 applicata nello stesso punto. La componente lungo l'asse della punta di P_1 dà origine alla forza di penetrazione, mentre le due forze P_2 generano la coppia di foratura. La sezione di truciolo per ogni tagliente ha valore $S = a \cdot D/4$ essendo a l'avanzamento in mm/g e D il diametro della punta in mm. Le relazioni per il calcolo della coppia C, della potenza W sono le seguenti, essendo p_t la pressione di taglio in N/mm² (ricavabile come al punto 7-4-3) ed n la velocità angolare in giri/minuto:

$$C = \frac{a \cdot D^2}{8000} p_t (\mathrm{N \cdot m}) \qquad W = C \cdot \frac{2\pi n}{60} (\mathrm{W}) \qquad (9\text{-}6)$$

ISBN 88-408-1028-5

116°
V V'
58° 58°
26°
C B
E F' A
O
Z' Z
d
45° 45°
58° ÷ 60°
F B A
e = (0,1 ÷ 0,2)d
V V'
E C F'
F F'
1,9 d

Fig. 9-15 Metodo di affilatura di una punta a elica.

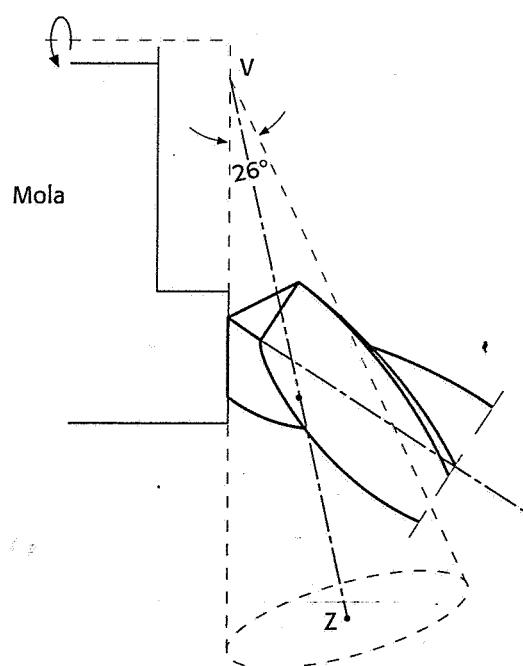
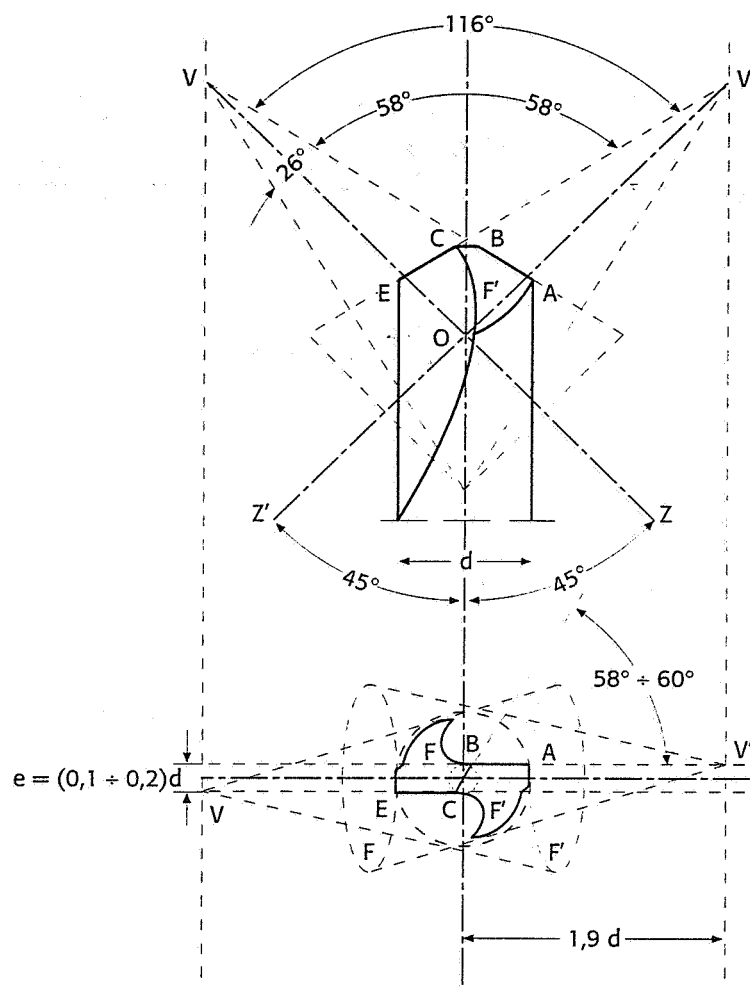
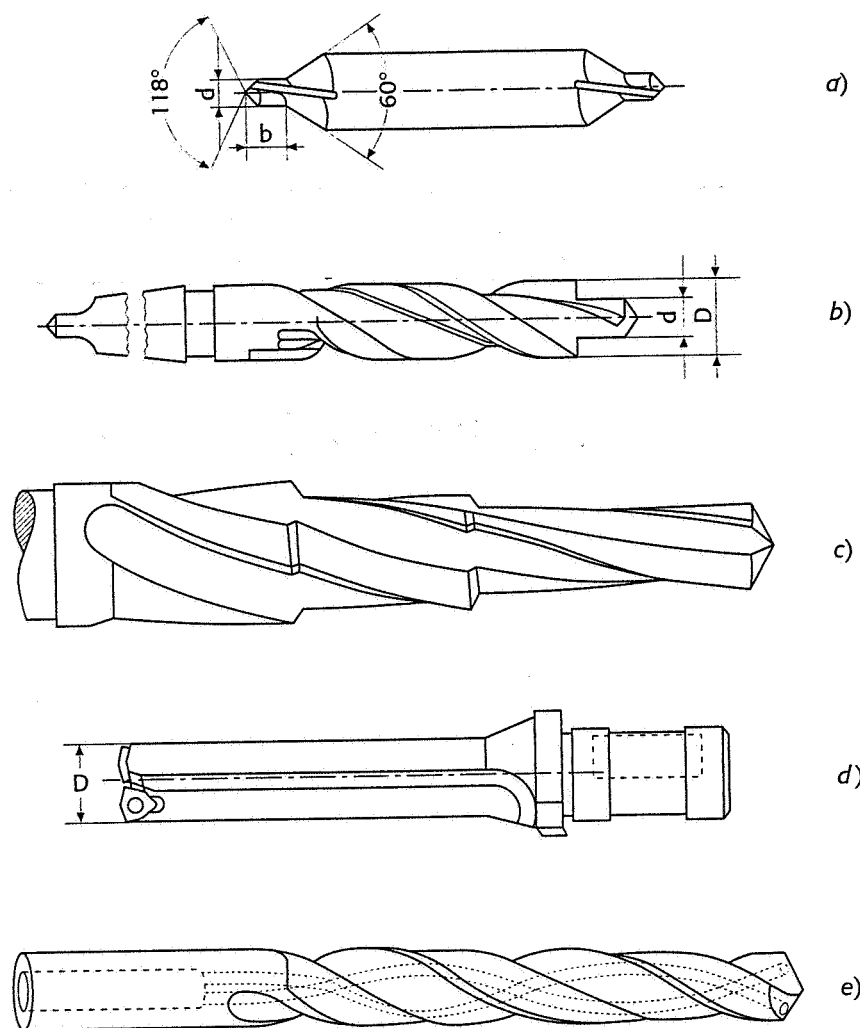



Fig. 9-16 Altri utensili per foratura.
a) punta da centri;
b) punta doppia;
c) punta a gradini;
d) perforatore con inserti in carburi;
e) punta a elica con canali per il fluido da taglio.

Tab. 9-3 Valori indicativi dell'avanzamento e della velocità di taglio per operazioni di foratura con punte ad elica in acciaio superrapido.

Materiale	Avanzamento (mm/giro) Diametro del foro (mm)							Velocità di taglio (m/min)
	1÷3	3÷6	6 ÷12	12÷18	18÷25	25÷35	35÷50	
G 15÷20	0,025÷0,08	0,08÷0,16	0,16÷0,26	0,26÷0,32	0,32÷0,42	0,42÷0,50	0,55	25 ÷ 30
G 25÷30	0,014÷0,05	0,05÷0,10	0,10÷0,16	0,16÷0,22	0,22÷0,26	0,26÷0,32	0,35	18 ÷ 23
Acciaio R_m = 300 - 500(*)	0,015÷0,06	0,06÷0,12	0,12÷0,2	0,20÷0,25	0,25÷0,30	0,30÷0,35	0,40	30 ÷ 45
Acciaio R_m = 500 - 700(*)	0,015÷0,04	0,04÷0,10	0,10÷0,16	0,16÷0,22	0,22÷0,27	0,27÷0,32	0,35	25 ÷ 35
Acciaio R_m = 700 - 900(*)	0,008÷0,03	0,03÷0,08	0,08÷0,12	0,12÷0,18	0,18÷0,21	0,21÷0,25	0,30	18 ÷ 25
Acciaio R_m = 900 - 1100(*)	0,007÷0,02	0,02÷0,05	0,05÷0,10	0,10÷0,14	0,14÷0,18	0,18÷0,22	0,25	10 ÷ 16
Acciaio inox.	0,015÷0,04	0,04÷0,10	0,10÷0,16	0, 16÷0,20	0,20÷0,26	0,26÷0,28	0,30	7,5 ÷ 12
Ottone	0,03÷0,09	0,09÷0,17	0,17÷0,30	0,30÷0,40	0,40÷0,48	0,48÷0,50	0,65	fino a 160
Ottoni speciali-Bronzo	0,02÷0,05	0,05÷0,10	0,10÷0,18	0,18÷0,25	0,25÷0,30	0,30÷0,35	0,45	fino a 65
Allunúffio	0,03÷0,10	0,10÷0,18	0,18÷0,32	0,32÷0,40	0,40÷0,52	0,52÷0,60	0,65	fino a 200
Rame	0,02÷0,06	0,06 ÷0,12	0,12÷0,22	0,22÷0,28	0,28÷0,32	0,32÷0,38	0,45	fino a 70
Materie plastiche	0,03÷0,06	0,06÷0,08	0,08÷0,12	0,12÷0,18	0,18÷0,25	0,25÷0,30	0,40	20÷25

(*) MPa

ISBN 88-408-1028-5

9-3-3 Le operazioni di allargatura

L'operazione di allargatura ha lo scopo di allargare un foro cilindrico preesistente (grezzo o realizzato con punta a elica) oppure di realizzare sedi cilindriche e coniche su fori preesistenti (fig. 9-12*e* ed *f*).

Nel primo caso si fa uso dell'allargatore per fori cilindrici, illustrato nella figura 9-18; esso si differenzia dalla punta a elica sia per le maggiori dimensioni del nocciolo centrale (a causa del fatto che non deve lavorare dal pieno, ma solo allargare), sia per la presenza di *tre* o *quattro* taglienti, che lavorano esclusivamente sulla parte frontale. La presenza di tre o quattro taglienti permette di ottenere una maggior *precisione di forma* del foro, caratteristica difficile da ottenere con le punte a elica per la tendenza all'oscillazione torsionale, che tende a provocare una poligonalizzazione del foro stesso.

Negli altri casi invece si usano gli allargatori per svasature cilindriche (fig. 9-19), caratterizzati da una parte frontale cilindrica di diametro *d* avente funzione di centraggio nel foro, e quelli per svasature coniche (fig. 9-20).

La tabella 9-4 riporta i parametri di taglio indicativi per quest'ultimo tipo di operazioni.

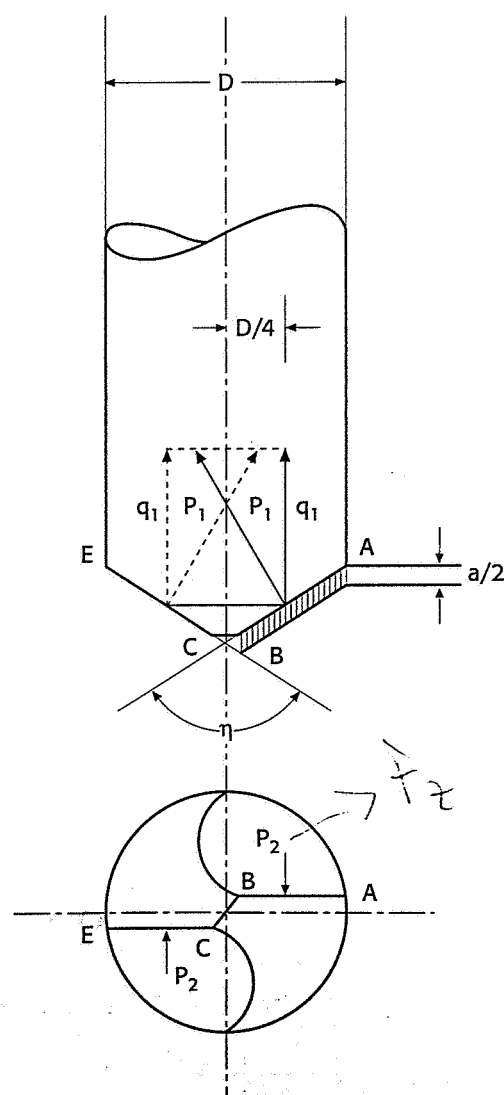



Fig. 9-17 Valutazione delle forze agenti su una punta a elica.

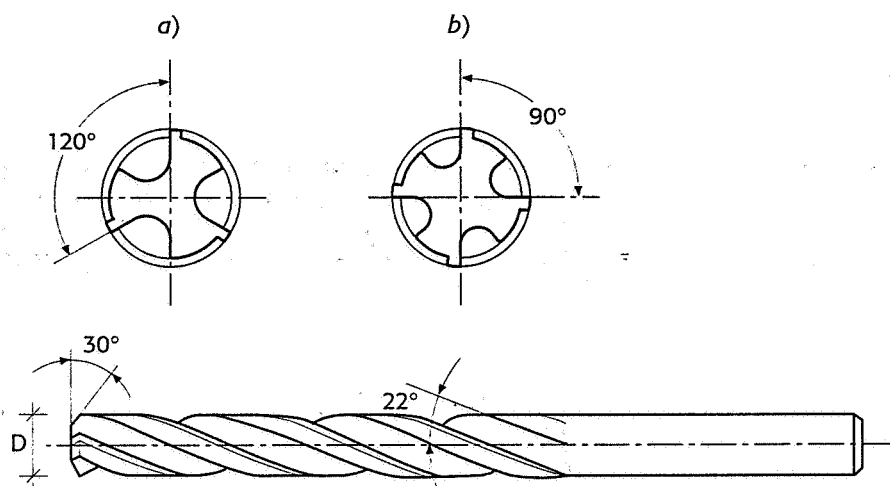



Fig. 9-18 Allargatore cilindrico;
a): a tre taglienti;
b): a quattro taglienti.

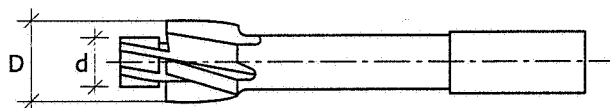



Fig. 9-19 Allargatore per svasature cilindriche.

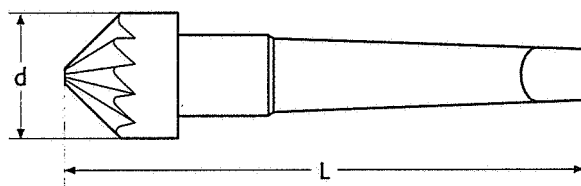



Fig. 9-20 Allargatore per svasature coniche.

Tab. 9-4 Valori indicativi dei parametri di taglio per operazioni di allargatura (svasatura cilindrica e conica) con utensili in acciaio superrapido.

Materiale	**Velocità** m/min.	**Avanzamento** mm/giro
Acciaio con R_m fino a 420 MPa	20-35	0,1 - 0,5
Acciaio con R_m fino a 600 MPa	12-20	0,1 - 0,4
Acciaio con R_m fino a 1000 MPa	10-18	0,06 - 0,2
Acciaio con R_m oltre 1000 MPa	8-10	0,06 - 0,2
Acciaio inox	8-16	0,1 - 0,3
Ghisa grigia con HB fino a 1800 MPa	20-30	0,2 - 0,4
Ghisa grigia con HB fino a 2000 MPa	15-20	0,1 - 0,4
Ghisa grigia con HB fino a 2200 MPa	8-20	0,1 - 0,35
Bronzo	30-50	0,1 - 0,5
Leghe di alluminio	30-40	0,1 - 0,5
Materie plastiche	30-60	0,2 - 0,5
Leghe di Magnesio	50-100	0,1 - 0,6

ISBN 88-408-1028-5

9-3-4 Le operazioni di alesatura

L'operazione di alesatura consiste nel portare a misura (calibrare) un foro preventivamente eseguito con punta ad elica ed eventualmente allargato con allargatore, ottenendo una elevata precisione sul diametro e sulla circolarità, insieme con una buona finitura superficiale (qualità IT7 e rugosità R_a = 0,8 μm). Questa operazione può essere effettuata o con un utensile monotagliente o pluritagliente.

Nel primo caso si fa uso di *teste di alesatura* (fig. 9-21) con un utensile monotagliente dotato di registrazione radiale micrometrica per la regolazione del diametro lavorato. Questo caso è del tutto simile alla tornitura interna ed i movimenti relativi utensile-pezzo sono identici, salvo il fatto che in questo caso il moto di taglio è posseduto dall'utensile. Il notevole costo della testa di alesatura è compensato dal basso costo dell'utensile e dalla maggiore flessibilità operativa (con una semplice regolazione si puo' alesare un grande range di diametri).

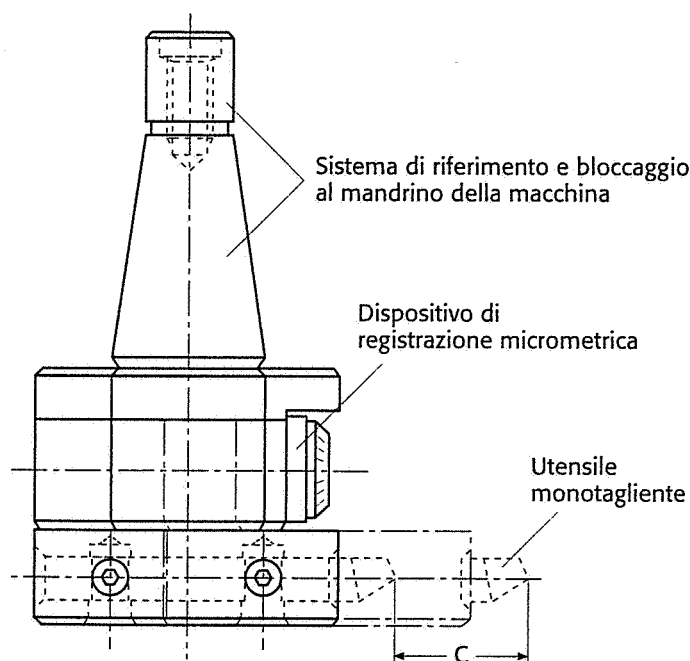



Fig. 9-21 Testa ad alesare regolabile.

Nel secondo caso si fa uso di utensili *pluritaglienti* del tipo indicato nella figura 9-22, caratterizzati dalle piccole dimensioni dei taglienti frontali, adatti ad asportare un soprametallo molto limitato, dell'ordine di decimi di mm. La parte anteriore, detta di *imbocco*, e' quindi conica. Al contrario la parte successiva, destinata a guidare l'alesatore nel foro ed a fornire nuovo materiale alla zona di imbocco in occasione delle varie affilature, è cilindrica o leggermente rastremata verso il codolo, onde ridurre l'attrito contro la superficie del foro alesato.

Gli alesatori vengono costruiti a taglienti *diritti* ed a taglienti *elicoidali*. Quelli a denti diritti sono più semplici da costruire e da affilare, ma entrano facilmente in vibrazione torsionale provocando effetti negativi sulla finitura superficiale. Quelli a taglienti elicoidali hanno un'azione di taglio più regolare e possono presentare *elica positiva* o *elica negativa* come illustrato nella figura 9-23. Si ha un'elica *positiva* quando il senso di avvolgimento dei taglienti elicoidali è concorde con il senso di rotazione dell'alesatore: in questo caso l'espulsione dei trucioli è favorito, ma l'utensile, quando usato a mano,

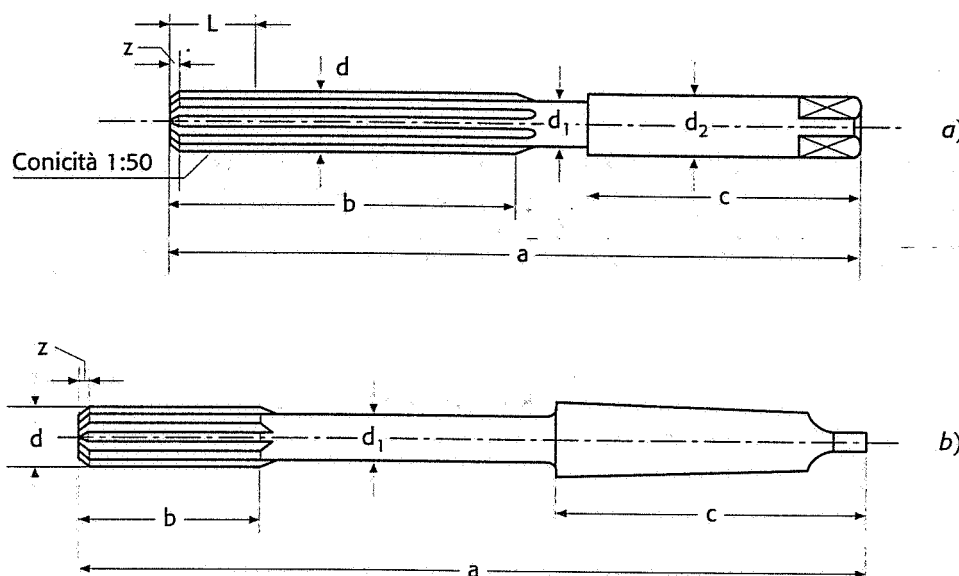



Fig. 9-22 Alesatori pluritaglienti.
a) a mano;
b) a macchina.

tende all'autopenetrazione, cioè tende ad assumere un avanzamento eccessivo. Si ha invece un'elica *negativa* quando il senso di avvolgimento dei taglienti elicoidali è discorde con il senso di rotazione dell'alesatore: in questo caso i trucioli vengono spinti nella direzione del moto di alimentazione, cosa da evitarsi nel caso di fori ciechi.

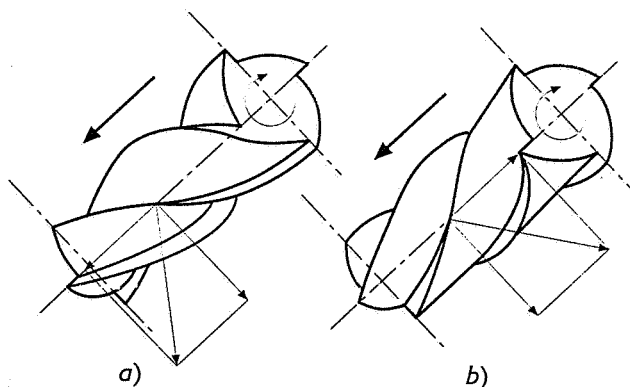



Fig. 9-23 Significato di elica positiva *a*) ed elica negativa *b*).

Tab. 9-5 Valori indicativi dei parametri di taglio per operazioni di alesatura con utensili pluritaglienti in acciaio superrapido.

Materiale	v (m/min)	**Avanzamento** (mm/giro) **Diametro del foro** (mm)				
		< 5	**10**	**20**	**30**	**> 40**
Acciaio R_m = 500 ÷ 700 MPa	12 ÷ 16	0,15	0,25	0,40	0,50	0,60
Acciaio R_m = 700 ÷ 900 MPa	10 ÷ 12	0,15	0,20	0,30	0,40	0,50
Acciaio inox	4 ÷ 6	0,10	0,15	0,25	0,40	0,40
G 15 ÷ 20	14 ÷ 20	0,20	0,30	0,50	0,65	0,80
G 25 ÷ 30	10 ÷ 16	0,20	0,30	0,50	0,65	0,80
Ghise speciali	8 ÷ 12	0,15	0,25	0,40	0,50	0,60
Bronzo	10 ÷ 15	0,15	0,20	0,30	0,40	0,50
Ottone	25 ÷ 30	0,15	0,20	0,30	0,40	0,50
Leghe leggere	25 ÷ 40	0,-15	0,20	0,30	0,40	0,50

ISBN 88-408-1028-5

L'alesatore a mano per fori cilindrici (fig. 9-22*a*) presenta una zona d'imbocco *L* di maggior estensione, onde permettere un'azione graduale di taglio e una maggior lunghezza dei taglienti per una valida guida nel foro, mentre per quello a macchina di figura 9-22*b* tale zona *z* è molto ridotta. Altri tipi di alesatori sono l'alesatore cilindrico a macchina a manicotto (fig. 9-24*a*) di solito usato per fori di diametro maggiore di 20 mm e l'alesatore conico (fig. 9-24*b*).

La tabella 9-5 riporta i valori indicativi dei parametri di taglio impiegati nelle operazioni di alesatura con utensili pluritaglienti.

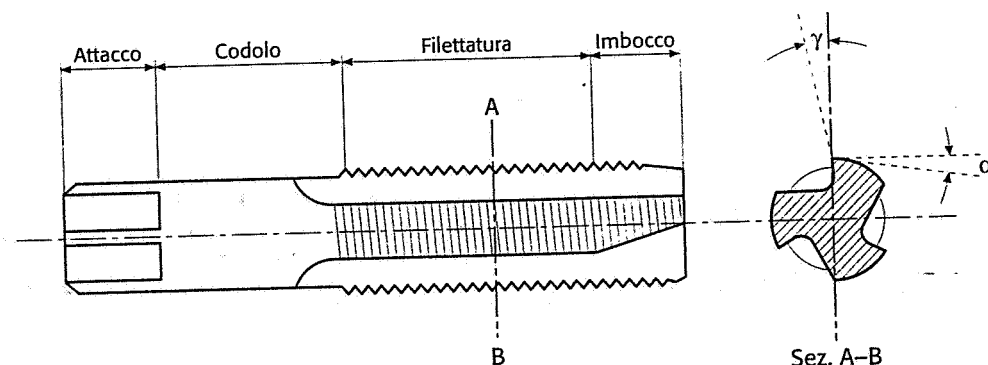
Fig. 9-24 Altri tipi di alesatori: *a*) a manicotto; *b*) conico.

9-3-5 Le operazioni di maschiatura

La filettatura dei fori si esegue con utensile monotagliente di profilo opportuno solo sui torni, sulle alesatrici o sui centri di lavorazione. Nel caso di fori di piccolo diametro si effettua con utensili detti *maschi* (fig. 9-25), ai quali viene impresso il moto di taglio rotatorio a mano o a macchina.

Il maschio ha un codolo cilindrico che all'estremità non filettata presenta una sezione quadrangolare detta *attacco*, per il collegamento con la macchina o con il dispositivo manuale giramaschi, e una parte filettata interrotta longitudinalmente da 3 o 4 canali rettilinei o elicoidali. La forma in sezione dei canali è tale da realizzare gli opportuni angoli di spoglia superiori. La sezione è conformata in modo tale che il

ISBN 88-408-1028-5

Fig. 9-25 Geometria di un utensile per operazioni di maschiatura (maschio a mano).

dorso del tagliente abbia anche un opportuno angolo di spoglia inferiore. L'asportazione del soprametallo presente nel foro già eseguito (di valore circa uguale al diametro di nocciolo della filettatura desiderata) avviene in modo progressivo tramite un'operazione di sgrossatura e una di finitura; ciò si ottiene variando la sporgenza dei vari denti come illustrato nella figura 9-26. Nella maschiatura a mano, per ridurre la coppia necessaria all'operazione, la serie di denti necessari al completamente della filettatura viene suddivisa su tre maschi, da adoperare in successione, mentre in quella a macchina si usa un solo maschio.

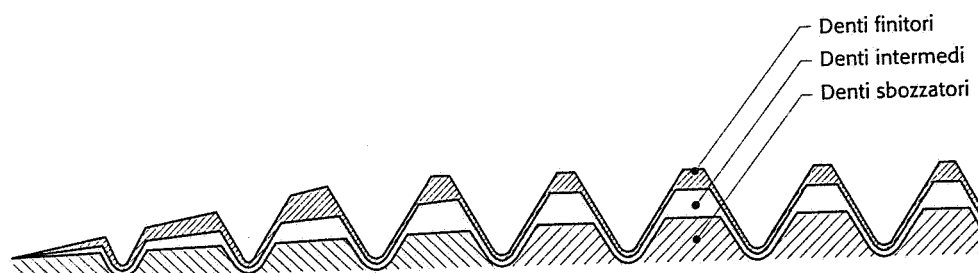



Fig. 9-26 Profili dei denti sbozzatori, intermedi e finitori di un maschio.

La tabella 9-6 riporta i valori indicativi della velocità di taglio in operazioni di maschiatura (l'avanzamento è ovviamente uguale al passo).

Tab. 9-6 Valori indicativi della velocità di taglio in operazioni di maschiatura con maschi in acciaio superrapido.

Materiale	v (m/min)
Acciai R_m 400 ÷ 550 MPa	20-30
Acciai R_m 550 ÷ 700 MPa	15-20
Acciai R_m 700 ÷ 850 MPa	12-15
Acciai oltre 850 MPa	10-15
Acciai legati da 700 ÷ 900 MPa	8-12
Acciai legati oltre 900 MPa	6-10
Acciai inossidabili	7-10
Bronzo	25-30
Ottone	20-30
Alluminio	40-60
Ghisa grigia	15-20
Ghisa malleabile	10-15

ISBN 88-408-1028-5

9-4 La lavorazione di fresatura

9-4-1 Generalità

Le operazioni di fresatura permettono di realizzare molti tipi di superfici lavorate, tra cui superfici piane, scanalature di forma semplice e complessa a generatrici rettilinee, elicoidali e curvilinee, smussi, sedi di linguette e chiavette, taglio di ruote dentate (per pochi pezzi), ecc. I movimenti delle operazioni di fresatura sono i seguenti:

- il moto di taglio è sempre rotatorio continuo ed è sempre posseduto dall'utensile, chiamato *fresa*; è misurato dal parametro velocità di taglio, espresso in metri/minuto;
- il moto di alimentazione è posseduto dal pezzo o dall'utensile, è di tipo rettilineo o curvilineo continuo ed è misurato dal parametro avanzamento, espresso in mm/minuto;
- il moto di appostamento, necessario per regolare lo spessore di soprametallo da asportare, è posseduto dal pezzo o dall'utensile.

9-4-2 Gli utensili

Le *frese* sono utensili pluritaglienti con taglienti disposti su vari tipi di superfici (cilindriche, piane, coniche, di forma, ecc.); ogni dente, con relativo petto e fianco costituenti il tagliente, è assimilabile (fig. 9-27) a un utensile monotagliente caratterizzato dagli angoli di spoglia superiore, di taglio e di spoglia inferiore, necessari per una corretta asportazione del truciolo. I taglienti possono essere rettilinei o elicoidali, essendo questi ultimi preferibili per un'azione più graduale di taglio. Le frese possono essere realizzate o completamente in acciaio superrapido o con taglienti in carburi sinterizzati fissati meccanicamente su un corpo in acciaio. Il dente della fresa può rientrare in uno dei seguenti due tipi:

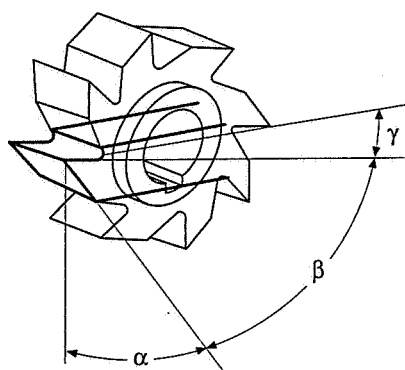



Fig. 9-27 Ogni dente di una fresa può essere assimilato a un utensile monotagliente.

- *Denti fresati o denti di sega* (fig. 9-28*a*), di comune impiego, con angoli di affilatura e numero variabili in funzione dell'*esecuzione*, che può essere: esecuzione N, con denti numerosi, per materiali di normale durezza, con angoli $\alpha \cong$ 4-5° e $\gamma \cong$ 5-10°; esecuzione D, con pochi denti robusti e di tipo elicoidale a forte inclinazione per materiali duri, con angoli $\alpha \cong$ 3-4° e $\gamma \cong$ 3-8°; esecuzione T, con pochissimi denti, per materiali teneri e forti velocità di taglio, con angoli $\alpha \cong$ 6-8° e $\gamma \cong$ 15-25°. Questo tipo di dente si affila solitamente *sul fianco*.

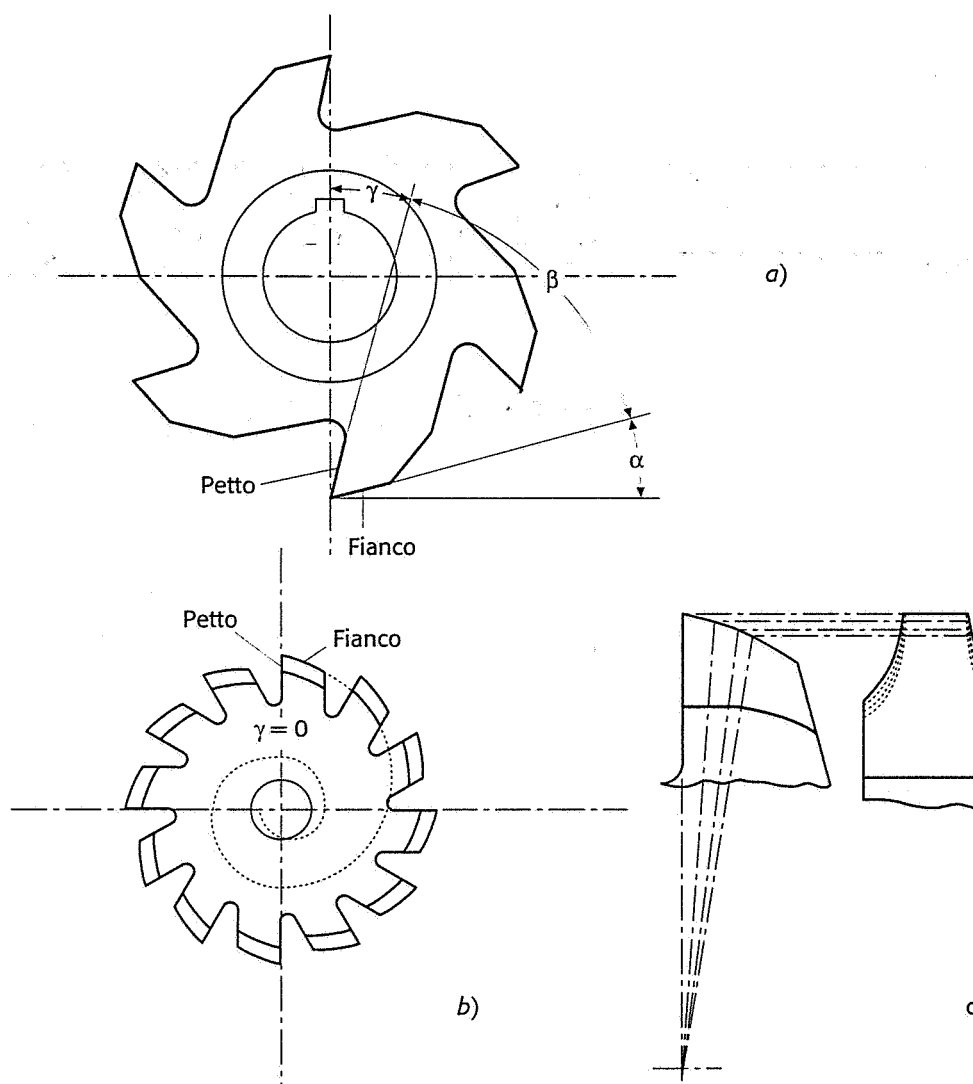



Fig. 9-28 Geometria dei denti della fresa: *a*) a denti fresati; *b*) a denti spogliati; *c*) invariabilità del profilo del dente in successive affilature sul petto.

- *Denti spogliati o a profilo costante* (fig. 9-28*b*), impiegati solo nelle frese per realizzazione di scanalature con profilo invariabile con le successive affilature (denti di ruote dentate, filettature, chiavi, ecc.). Il fianco dei taglienti è profilato secondo archi di spirale logaritmica (o di Archimede) e ogni dente conserva la medesima forma se sezionato con piani passanti per l'asse della fresa (fig. 9-28c): per questo motivo l'angolo di spoglia superiore γ è pari a zero e le successive affilature vengono eseguite sul petto conservando questa caratteristica. Ciò porta a una riduzione del diametro della fresa, ma ciò non rappresenta un inconveniente. Tuttavia la presenza di un angolo di spoglia superiore nullo comporta forze di taglio elevate e quindi avanzamenti limitati dalla resistenza meccanica del dente, quindi in pratica bassa produttività.

Esiste una vasta tipologia di frese, specie tra quelle a denti fresati, in quanto a *forma e dimensioni*. Qui di seguito vengono descritti i tipi di impiego più comune:

- Le *frese cilindriche* (fig. 9-29) hanno i taglienti disposti su una superficie cilindrica e sono utilizzate per realizzare superfici piane, montate su un dispositivo chiamato *albero porta-fresa*, con asse di rotazione parallelo alla superficie da lavorare.

ISBN 88-408-1028-5

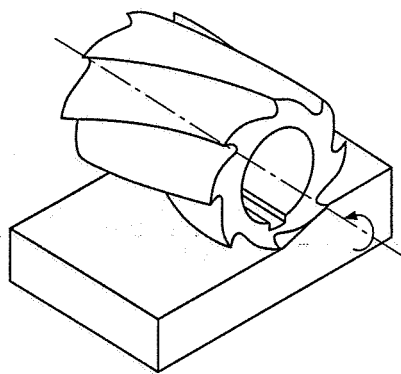



Fig. 9-29 Fresa cilindrica a denti elicoidali.

- Le frese *cilindrico-frontali* hanno i taglienti disposti su una superficie cilindrica e su una piana perpendicolare all'asse della prima. Appartengono a questa categoria: le *frese a manicotto* (fig. 9-30*a*) usate per lavorazioni di spianatura, con asse di rotazione perpendicolare alla superficie da lavorare, o per lavorazione contemporanea di due superfici ortogonali; le frese per spianare con denti riportati in carburi sinterizzati (fig. 9-30*b*); le *frese a codolo* (cilindrico o conico) (fig. 9-30*c*) impiegate per molte operazioni quali taglio di scanalature anche a generatrice curvilinea, di gradini, *contornature* esterne e interne, cave per linguette, frese a codolo a estremità *semisferica* per lavorazione di superfici complesse quali incisioni di stampi (fig.9-30*d*).
- Le *frese a disco a tre tagli* (fig. 9-31*a*/*b*) hanno i taglienti disposti su una superficie cilindrica e su due superfici piane perpendicolari all'asse della prima. Generalmente con elevato rapporto diametro/spessore, esse sono impiegate, montate su albero porta-fresa, per la realizzazione di scanalature a sezione rettangolare e generatrice rettilinea. In questo caso si ottengono produttività maggiori che con le frese a codolo, il cui avanzamento massimo è limitato dalla loro inflessione sotto l'azione delle forze di taglio. Per evitare che le successive affilature provochino una riduzione dello spessore e quindi della larghezza della scanalatura eseguita o comunque per fare in modo che tale larghezza sia in tolleranza, si ricorre alle frese a disco *registrabili* (fig. 9-31*c*) mediante l'interposizione di anelli di spessore calibrato, costituite da due frese a due tagli accoppiate in modo che i denti periferici risultino sfalsati, sì da non lasciare traccia della zona di accoppiamento.
- Le *frese per scanalature* a T (fig. 9-32) con codolo cilindrico o conico e denti diritti o elicoidali disposti su tre superfici, una cilindrica e due piane. L'esecuzione di una scanalatura a T con una fresa di questo tipo è ovviamente preceduta dalla realizzazione di una scanalatura a sezione rettangolare con un altro tipo di fresa, per il passaggio del codolo.
- Le *frese ad angolo*, con denti situati su due superfici coniche simmetriche e non (fig. 9-33*a*) per la realizzazione di scanalature a generatrice rettilinea, con denti disposti su una superficie conica e una piana (fig. 9-33*b*) usate per esempio per la realizzazione di guide a coda di rondine.
- Le *frese con profilo costante*, solitamente con denti spogliati, usate per la realizzazione di scanalature con profilo qualunque. Le più comuni sono: le *frese modulari* (fig. 9-34*a*) usate per il taglio di

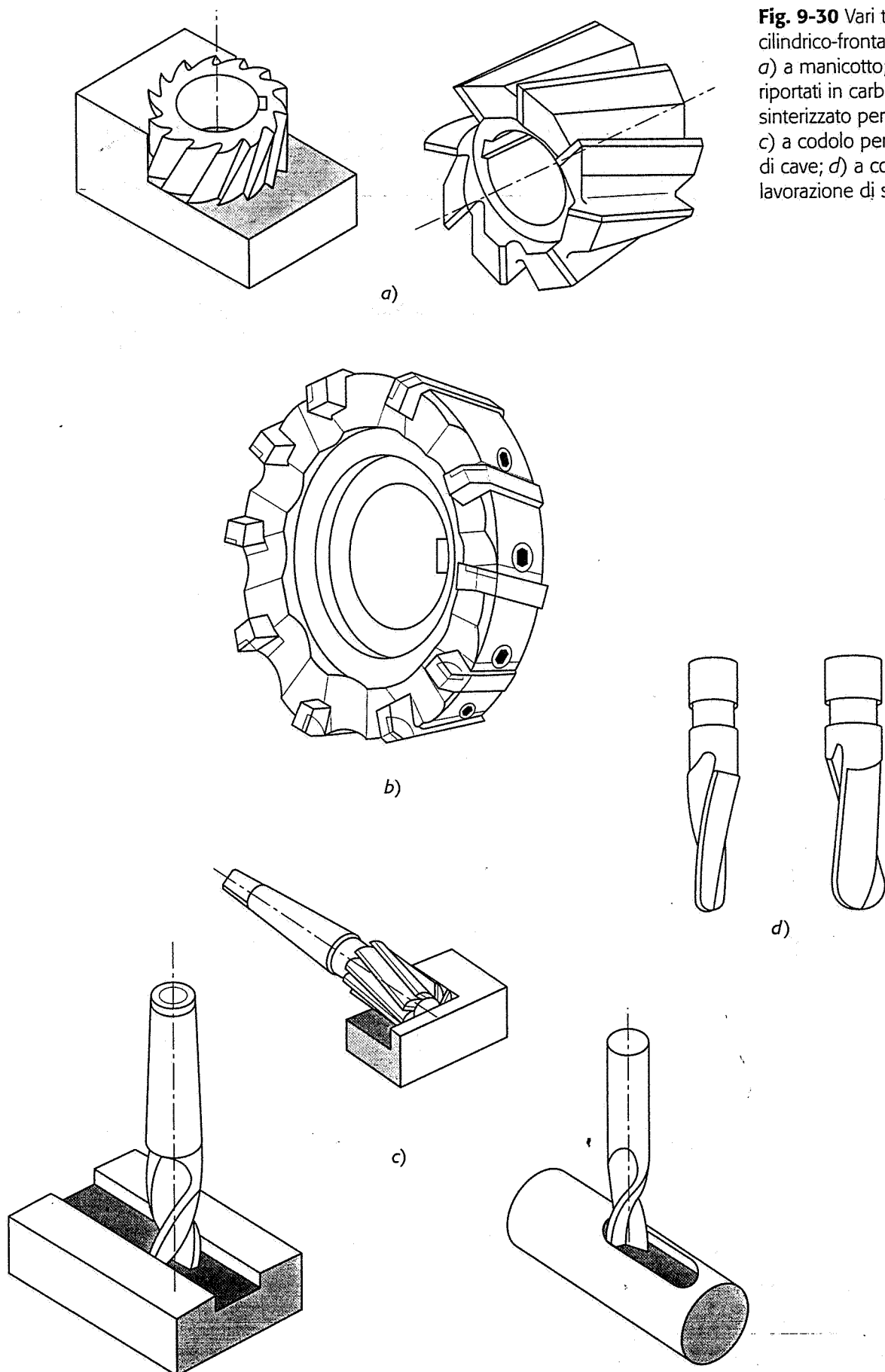



Fig. 9-30 Vari tipi di frese cilindrico-frontali.
a) a manicotto; *b*) a denti riportati in carburo sinterizzato per spianatura; *c*) a codolo per esecuzione di cave; *d*) a codolo per lavorazione di stampi.

ISBN 88-408-1028-5

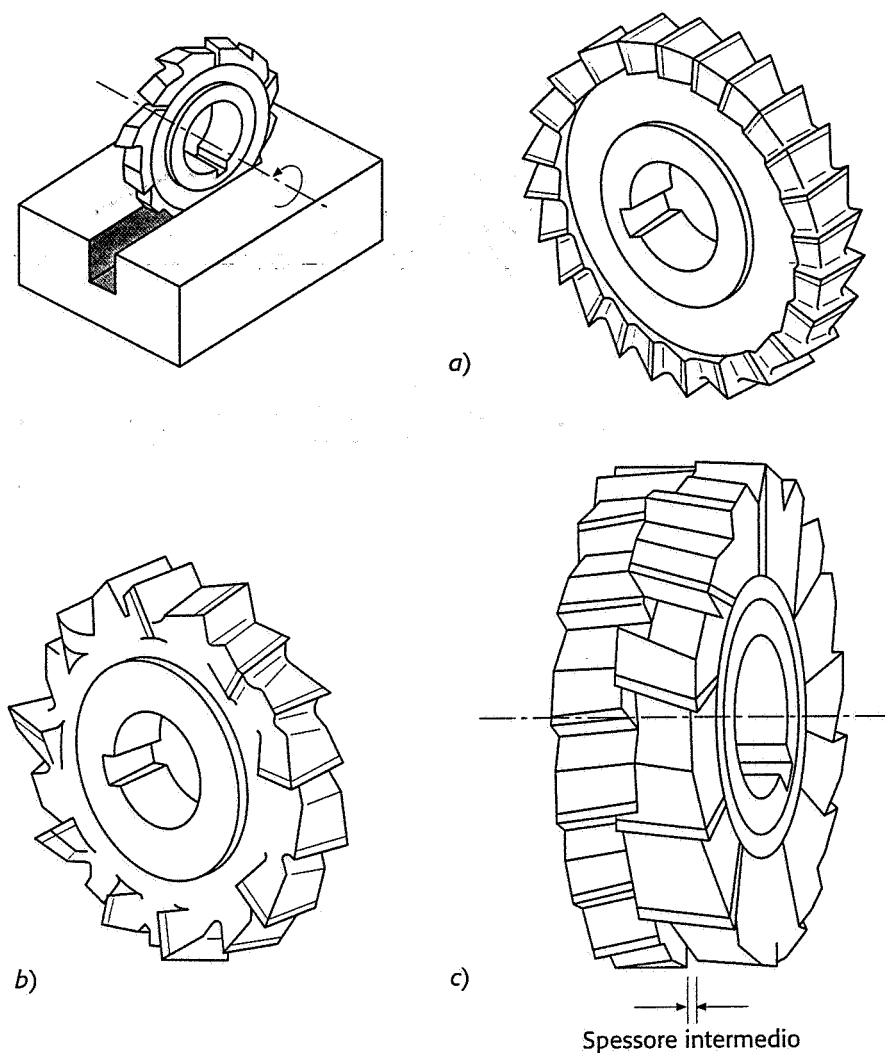



Fig. 9-31 Vari tipi di frese a disco a tre tagli: *a*) a denti dritti; *b*) a denti elicoidali; *c*) registrabile con spessore intermedio.

ruote dentate a denti diritti o elicoidali, le frese con *profilo semicircolare convesso* (fig. 9-34*b*), le frese con *profilo semicircolare concavo* (fig. 9-34*c*).

- Le *seghe circolari* (fig. 9-35), tipi particolari di frese a disco con spessore minimo pari a 0,4 mm, con dentatura presente solo sulla superficie cilindrica, rettificate concave sulle due facce, in modo da evitare lo strisciamento del disco sulle superfici adiacenti.

9-4-3 Modalità di asportazione del truciolo in fresatura

Le modalità di asportazione del truciolo in fresatura sono più complesse di quelle in tornitura per la presenza di più taglienti e per la discontinuità della formazione del truciolo. Per analizzare il problema consideriamo il caso semplice di fresatura di una superficie piana, in quanto le altre sono una combinazione delle due modalità illustrate. Essa può essere effettuata nei due modi seguenti:

- con frese a *taglio periferico*;
- con frese a *taglio frontale*.

Fig. 9-32 Frese per scanalature a T: *a*) a denti diritti; *b*) a denti elicoidali.

Fig. 9-33 Frese ad angolo: *a*) biconica; *b*) piano-conica.

ISBN 88-408-1028-5

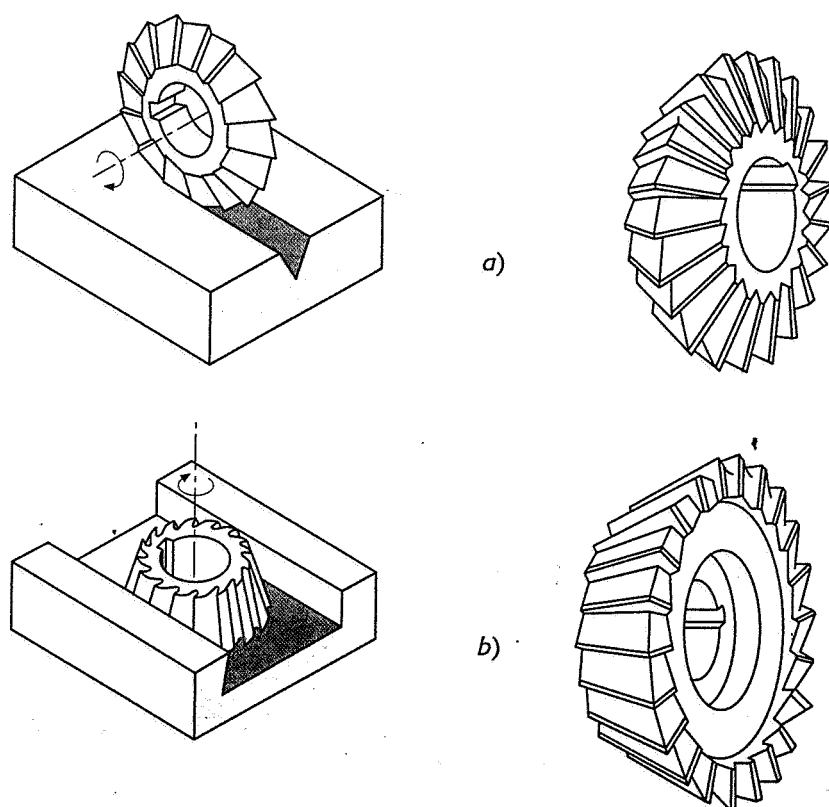
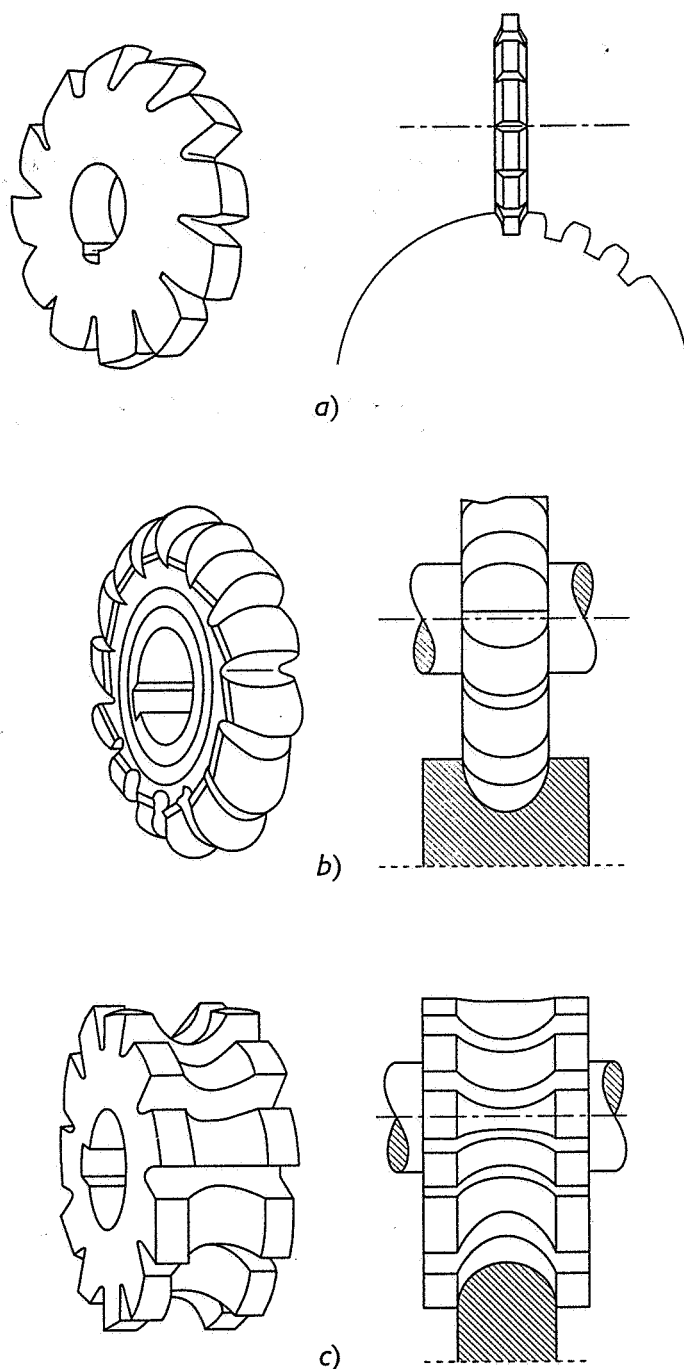



Fig. 9-34 Alcuni tipi di frese a profilo costante: *a*) modulare per taglio di ingranaggi; *b*) per profili semicircolari convessi; *c*) per profili semicircolari concavi.

9-4-3a Impiego di frese a taglio periferico

In questo caso l'asse di rotazione della fresa è *parallelo* alla superficie lavorata. Il senso del moto di alimentazione può essere discorde oppure concorde con il senso di rotazione della fresa. Occorre quindi distinguere i due casi seguenti:

- *fresatura in opposizione*: in questo caso, schematizzato nella figura 9-36*a*, la forma del truciolo è a *virgola* e la sezione varia tra un valore teorico pari a *zero* in corrispondenza dell'inizio dell'arco di contatto (*approssimato* come circolare) e un valore corrispondente al valore dell'avanzamento per dente a_z (misurato parallelamente alla direzione dell'avanzamento). In realtà ogni dente percorre una prima parte dell'arco di contatto strisciando sulla superficie lavo-

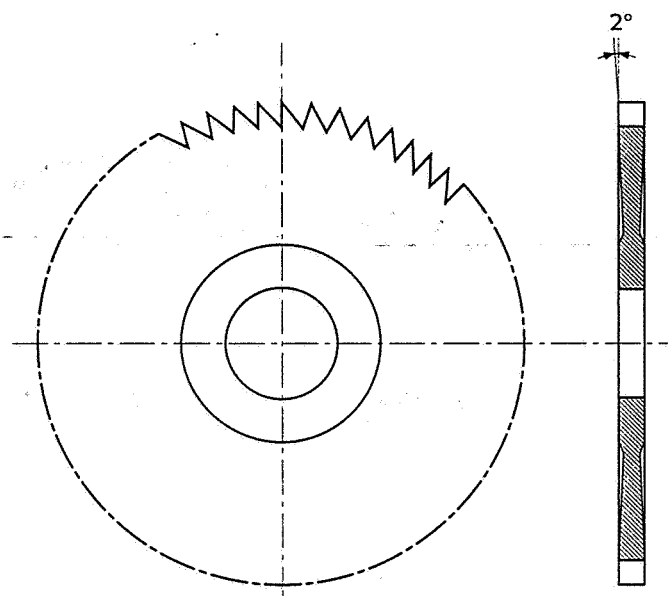
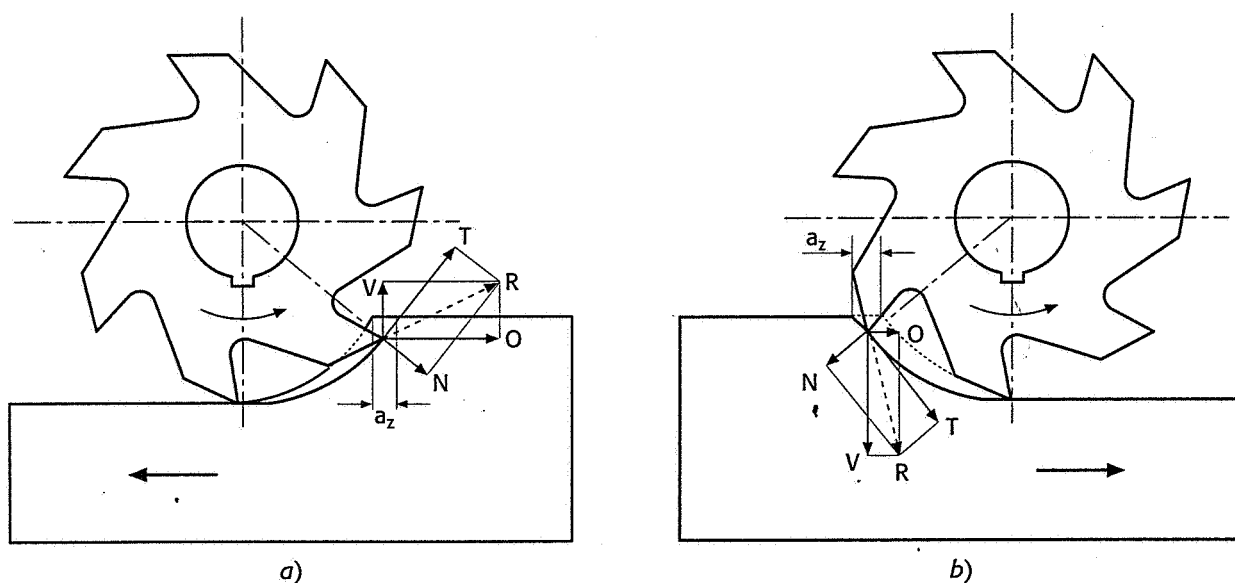



Fig. 9-35 Geometria di una sega circolare.

rata, prima che vi sia sufficiente spessore per formare il truciolo e ciò provoca un ulteriore assorbimento di potenza, un incrudimento del materiale lavorato e una maggior usura della fresa. La risultante R della forza di taglio relativa a un dente, può essere decomposta nelle due componenti O parallela alla direzione di avanzamento e V ad essa perpendicolare. La componente O è diretta in senso opposto al moto di alimentazione (donde il nome *opposizione*) e permette di mantenere a contatto i fianchi dei filetti della vite e della madrevite del cinematismo dell'avanzamento della macchina utensile, indipendentemente dalla presenza di gioco. La componente V è diretta in modo tale da tendere a distaccare il pezzo dall'attrezzatura.

Fig. 9-36 Modalità di lavoro nella fresatura periferica: *a*) in opposizione; *b*) in concordanza.

- *fresatura in concordanza*: in questo caso, schematizzato nella figura 9-36*b*, il dente inizia a tagliare con un urto nel punto dell'arco di contatto, dove lo spessore del truciolo (misurato parallelamente alla direzione dell'avanzamento) è pari al valore dell'avan-

ISBN 88-408-1028-5

zamento per dente a_z e i fenomeni di strisciamento di cui al caso precedente sono assenti. In questo caso la componente O della forza di taglio relativa a un dente ha senso concorde con il moto di alimentazione (donde il nome *concordanza*) e può provocare, in certe condizioni, il distacco periodico dei fianchi dei filetti della madrevite da quelli della vite del cinematismo di avanzamento della macchina, provocando pericolose vibrazioni, a meno che la macchina non sia dotata di un sistema con recupero automatico del gioco (come quello schematizzato nella figura 9-37), come oggi generalmente avviene. La componente verticale V è in questo caso diretta in modo da spingere il pezzo contro l'attrezzatura, a tutto vantaggio della stabilità.

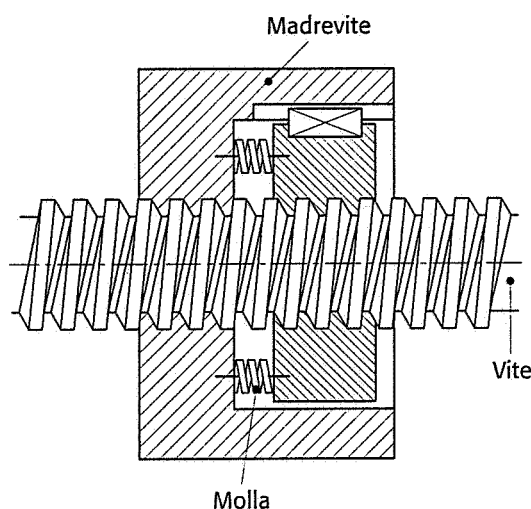



Fig. 9-37 Schema di un dispositivo a recupero automatico di gioco applicato sulle fresatrici.

In conclusione si può affermare che la fresatura *in concordanza*, purché eseguita su macchine a recupero automatico del gioco, è preferibile a quella in opposizione per la minore usura dei taglienti, per la maggiore stabilità del pezzo e per l'assenza di fenomeni di strisciamento del fianco del dente sulla superficie lavorata. La fresatura con taglio periferico, sia in concordanza sia in opposizione, è caratterizzata, come visto, da una *periodica* variazione dello spessore del truciolo e quindi del valore della forza di taglio: l'ampiezza di tale oscillazione diminuisce adottando denti elicoidali e aumentando il loro numero, compatibilmente a un sufficiente vano tra dente e dente necessario per accogliere i trucioli.

9-4-3b Impiego di frese a taglio frontale

In questo caso l'asse di rotazione della fresa è normale alla superficie lavorata e ogni dente (fig. 9-38) asporta un truciolo con spessore poco variabile tra il punto di ingresso A e quello di uscita C e la microgeometria superficiale, analogamente a cio' che avviene nella tornitura, dipende dagli angoli del profilo di ogni dente e dall'avanzamento per dente a_z. La fig. 9-38 illustra anche la tipica tessitura superficiale osservabile su qualunque superficie fresata in questo modo.

La risultante R della forza di taglio di ogni dente in presa (fig. 9-39) può essere decomposta in una componente O parallela alla direzione del moto di alimentazione e una V ad essa perpendicolare. Se si desidera che la componente O sia sempre rivolta in senso contrario a quello di avanzamento, per evitare il distacco dei fianchi dei filetti

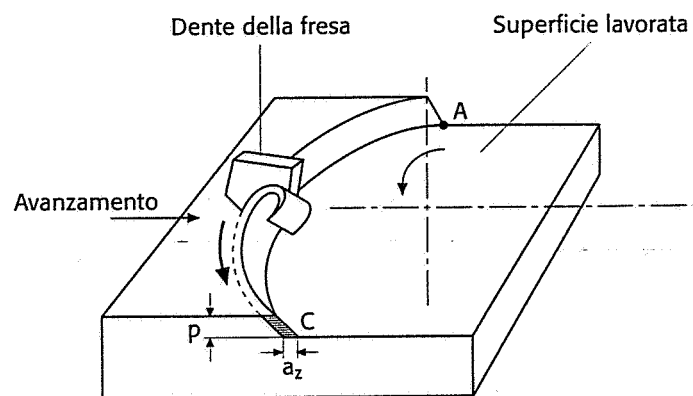
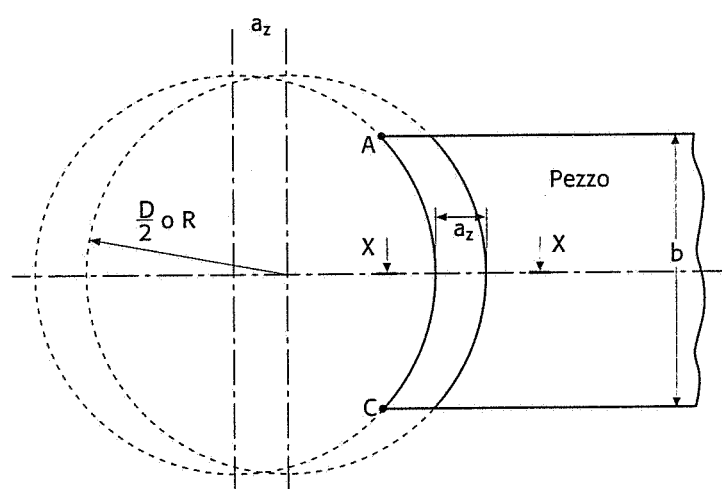
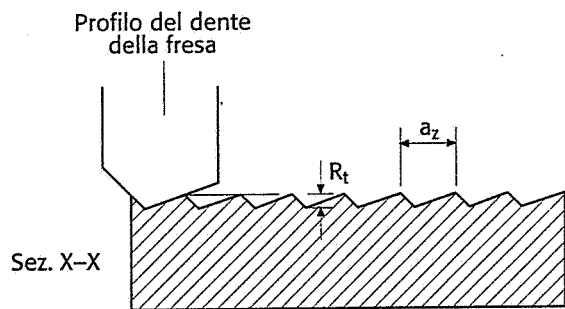
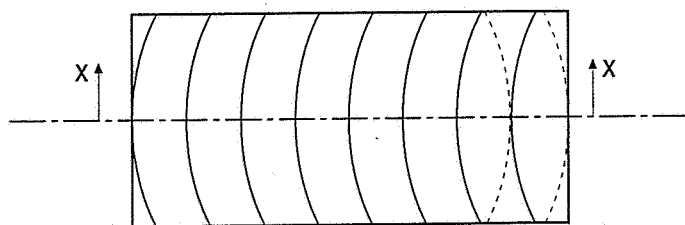



Fig. 9-38 Fresatura frontale. *a*) modalità di lavoro e sezione del truciolo; *b*) generazione della superficie lavorata.

della vite e della madrevite, nelle macchine non dotate di dispositivo di recupero automatico del gioco, occorre fare in modo che l'arco *AB* di ingresso sia maggiore di quello *BC* di uscita: per questo è sufficiente che l'asse della fresa sia spostato rispetto all'asse del pezzo come indicato nella figura 9-39*a*. In particolare la sporgenza della fresa rispetto al pezzo nella fase di ingresso del dente è pari a circa 0,1 *D*

ISBN 88-408-1028-5

(essendo D il diametro della fresa) e quella nella fase di uscita è pari a circa 0,3 D: queste condizioni geometriche consentono la miglior uniformità dello spessore del truciolo e una maggior regolarità di funzionamento. In pratica se è possibile lavorare con diametro della fresa maggiore della larghezza del pezzo, l'esperienza consiglia di usare frese di diametro pari a circa 1,3-1,7 volte la larghezza del pezzo da fresare. Per evitare che ogni tagliente ripassi sulla superficie lavorata, si può inclinare leggermente (meno di 1°) l'asse di rotazione della fresa, ottenendo una miglior finitura superficiale, ma anche una superficie leggermente concava.

Ovviamente, se la larghezza del pezzo da fresare è superiore al diametro massimo della fresa disponibile, le condizioni precedenti non sono verificate e occorre quindi effettuare varie passate come indicato nella figura 9-39*b*, cioè in modo che sia verificata la condizione: $I < L/3$. Infatti in questo caso di fresatura il truciolo ha forma a virgola come nella fresatura periferica e le condizioni indicate nella figura 9-39*b* permettono di lavorare con qualunque tipo di macchina utensile, con o senza sistemi a recupero di gioco.

La fresatura frontale ha rispetto a quella periferica vantaggi quali un maggior numero di denti contemporaneamente in presa, minori fluttuazioni delle forze di taglio e quindi minori vibrazioni, possibilità di lavorare con frese con inserti in carburo sinterizzato e quindi in condizioni di maggior produttività.

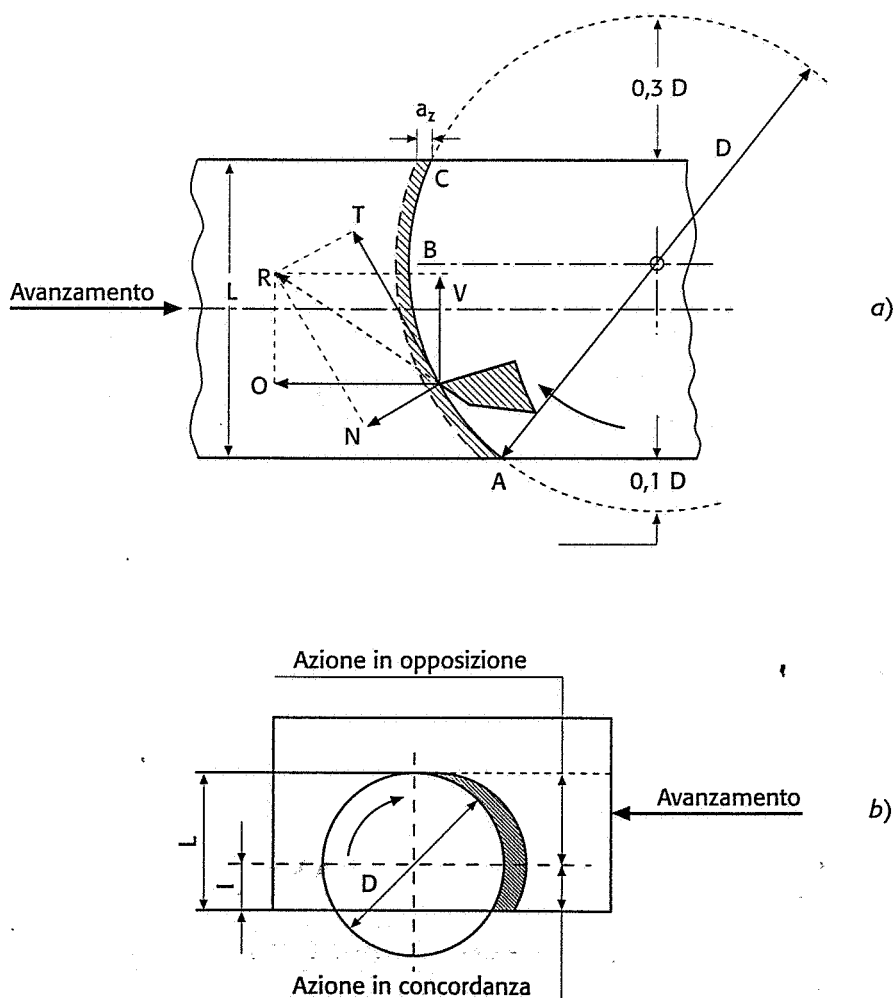



Fig. 9-39 Posizione relativa fresa-pezzo nella fresatura frontale.
a) con frese di diametro maggiore della larghezza da fresare; *b*) con frese di diametro minore della larghezza da fresare.

9-4-4 Scelta dei parametri di taglio

La velocità di taglio in fresatura è espressa dalla relazione

$$v = \frac{\pi D n}{1000} \text{ (m/min)} \qquad (9\text{-}7)$$

dove D è il diametro della fresa in mm e n la velocità angolare in giri/minuto. Le tabelle 9-7 e 9-9 riportano i valori indicativi della velocità di taglio per frese in acciaio superrapido di vario tipo e in carburo sinterizzato, relativamente a passate di sgrossatura. Nelle passate di finitura un aumento della velocità di taglio porta in genere a un miglioramento della finitura superficiale.

Materiale del pezzo	Frese cilindriche e frontali	Frese a disco	Frese a profilo costante	Frese a codolo
Leghe di magnesio	400	400	250	300
Leghe di alluminio	250	250	160	200
Ottone	60	60	40	50
Ghisa dolce	40	40	25	30
Ghisa semidura	25	25	16	20
Ghisa malleabile	20	20	12	18
Acciaio dolce	20	20	12	18
Acciaio con R_m 400- 500 MPa	20	20	12	18
Acciaio con R_m 500-700 MPa	16	16	10	12
Acciaio con R_m 700-900 MPa	16	16	10	12
Acciaio con R_m 900-1200 MPa	12	12	8	10

Tab. 9-7 Valori indicativi della velocità di taglio (m/min) per operazioni di fresatura (sgrossatura) con frese in acciaio superrapido.

La profondità di passata può *indicativamente* variare tra 0,4 e 1,5 mm in finitura e tra 2 e 10 mm in sgrossatura.

Il valore dell'avanzamento in fresatura si esprime con la relazione:

$$V_a = a_z \cdot n \cdot Z \text{ (mm/min)} \qquad (9\text{-}8)$$

dove a_z è il valore dell'avanzamento per dente espresso in mm, Z è il numero di denti della fresa, funzione del tipo di fresa, del suo diametro e del tipo di esecuzione (*N, D* o *T*), n è la velocità angolare della fresa, in giri/minuto, funzione della velocità di taglio impostata. Il valore dell'avanzamento per dente a_z influenza lo spessore del truciolo e quindi le forze di taglio e la potenza, nonché la finitura superficiale. Un primo orientamento sulla scelta di a_z si può basare sulle tabelle 9-8 e 9-9-

ISBN 88-408-1028-5

Materiale del pezzo	Frese cilindriche e frontali	Frese a disco	Frese a profilo costante	Frese a codolo
Acciai non legati con R_m = 600 MPa	0,20	0,06	0,04	0,05
Acciai non legati con R_m = 600÷900 MPa	0,16	0,06	0,03	0,04
Acciai bonificati con R_m = 1100 MPa	0,10	0,05	0,02	0,02
Acciai bonificati con R_m = 1300 MPa	0,08	0,04	0,01	0,01
Ghisa grigia HB = 1800 MPa	0,25	0,08	0,05	0,08
Ghisa grigia HB > 1800 MPa	0,16	0,06	0,04	0,06
Rame	0,25	0,10	0,05	0,08
Ottone duro	0,20	0,08	0,04	0,05
Bronzo	0,16	0,06	0,05	0,04
Leghe leggere di alluminio	0,10	0,08	0,04	0,05

Tab. 9-8 Valori indicativi dell'avanzamento per dente (mm) in operazioni di fresatura con frese in acciaio superrapido (sgrossatura).

Materiale del pezzo	Materiale dell'inserto	Velocità di taglio (m/min)	Avanzamento per dente (mm)
Acciaio R_m = 600 ÷ 850 MPa	P25-P40	120	0,3
Acciaio R_m = 850 ÷ 1200 MPa	P20-P30	80	0,2
Ghisa grigia HB < 1800 MPa	K10-K20	100	0,3
Ghisa grigia HB > 1800 MPa	K10-K20	80	0,2
Ottone-bronzo	K10-K30	180	0,5
Leghe leggere	K10-K20	500	0,3

Tab. 9-9 Valori indicativi della velocità di taglio e dell'avanzamento per dente per frese cilindrico frontali a denti riportati in carburi sinterizzati (sgrossatura).

9-4-5 Valutazione della forza e della potenza di taglio

La valutazione delle forze di taglio e della potenza assorbita non è semplice da effettuare nelle operazioni di fresatura, data la complessa forma delle frese e del truciolo. Per la maggior parte delle applicazioni si possono ritenere soddisfacenti i valori calcolati con il metodo approssimato di seguito descritto.

9-4-5a Caso di fresatura periferica

Con riferimento alla figura 9-40, lo spessore del truciolo varia radialmente tra due valori estremi, zero e il valore s_{max}. La forza tangenziale massima T_{max} relativa a un dente in presa, nell'ipotesi *semplificata* di taglienti rettilinei e di arco di contatto circolare, può essere valutato come segue:

$$s_{max} = a_z \cdot \text{sen}\varphi \qquad (9\text{-}9)$$

dove a_z è l'avanzamento per dente, ricavabile dalla relazione:

$$V_a = a_z \cdot n \cdot Z \qquad (9\text{-}10)$$

da cui

$$a_z = \frac{V_a}{n \cdot Z} \qquad s_{max} = \frac{V_a}{n \cdot Z}\,\text{sen}\varphi \qquad (9\text{-}11)$$

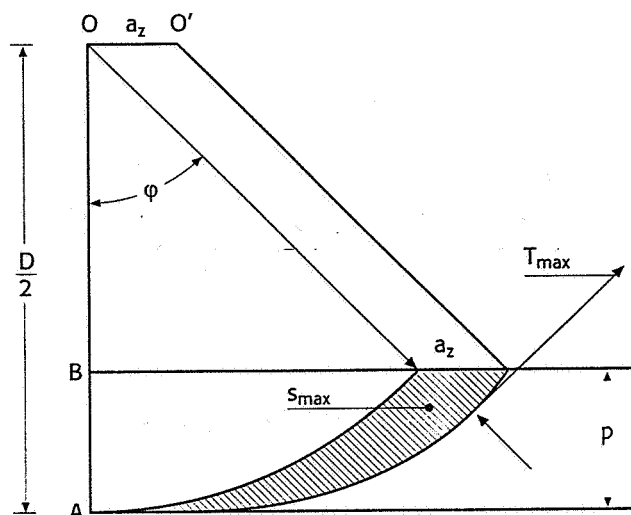



Fig. 9-40 Forma del truciolo asportato in un'operazione di fresatura con fresa a taglio periferico.

Sempre dalla figura 9-40 si ricava:

$$\overline{OB} = \frac{D}{2} - p = \frac{D}{2}\cos\varphi \qquad (9\text{-}12)$$

essendo D il diametro della fresa e p la profondità di passata. Quindi:

$$\cos\varphi = \left(\frac{D}{2} - p\right)\frac{2}{D} = 1 - \frac{2p}{D} \qquad (9\text{-}13)$$

$$\text{sen}\varphi = \sqrt{1-\cos^2\varphi} = \sqrt{1-\left(1-\frac{2p}{D}\right)^2} = \qquad (9\text{-}14)$$

$$= \sqrt{\frac{4p}{D} - \frac{4p^2}{D^2}} = 2\sqrt{\frac{p}{D}\left(1-\frac{p}{D}\right)}$$

Poiché

$$1 - \frac{p}{D} \cong 1 \qquad (9\text{-}15)$$

essendo

$$p << D \qquad (9\text{-}16)$$

si ha

$$\text{sen}\varphi \cong 2\sqrt{\frac{p}{D}} \qquad 9\text{-}17)$$

quindi

$$s_{max} = \frac{2V_a}{n \cdot Z}\sqrt{\frac{p}{D}} \qquad (9\text{-}18)$$

La sezione massima del truciolo è $S_{max} = s_{max} \cdot l$ dove l è la larghezza di fresatura.

La forza massima è esprimibile come:

$$T_{max} = p_t \cdot S_{max} \qquad (9\text{-}19)$$

dove p_t è la pressione di taglio espressa in N/mm^2 (vedi par. 7-4-3).
Sostituendo si ha:

$$T_{max} = p_t \cdot l \cdot \frac{2V_a}{n \cdot Z}\sqrt{\frac{p}{D}} \quad (N) \qquad (9\text{-}20)$$

La potenza massima è quindi:

$$W_{max} = \frac{T_{max} \cdot v}{60 \cdot 1000} \quad (kW) \qquad (9\text{-}21)$$

I valori medi della forza T_{med} e della potenza assorbita W_{med} risultano in prima approssimazione pari circa alla metà dei rispettivi valori massimi, in quanto lo spessore medio del truciolo risulta pari circa alla metà dello spessore massimo. Si ha cioè:

$$T_{med} = \frac{T_{max}}{2} \qquad W_{med} = \frac{W_{max}}{2} \qquad (9\text{-}22)$$

La potenza necessaria al moto di alimentazione si può approssimativamente ritenere pari al 15% di quella di taglio.

La conoscenza del valore massimo della potenza assorbita è utile per la scelta dei parametri di taglio in base alla macchina su cui si effettua la lavorazione, mentre quella del valore medio è utile alla valutazione del consumo di energia elettrica e quindi del costo della lavorazione.

9-4-5b Caso di fresatura frontale

In questo caso la componente tangenziale T (fig. 9-39) può essere espressa come segue:

$$T = p_t \cdot Z_i \cdot S \quad (N) \qquad (9\text{-}23)$$

dove Z_i è il numero di denti in presa, funzione del numero Z di denti della fresa e della larghezza del pezzo da lavorare, ed S è la sezione del truciolo, supposta costante. Poiché

$$S = p \cdot a_z \ (\text{mm}^2) \qquad (9\text{-}24)$$

dove p è la profondità di passata e a_z l'avanzamento per dente, risulta quindi:

$$T = p_t \cdot Z_i \cdot p \cdot a_z \quad (N) \qquad (9\text{-}25)$$

e quindi la potenza assorbita è:

$$W = \frac{T \cdot v}{60 \cdot 1000} \quad (kW) \qquad (9\text{-}26)$$

9-5 Lavorazioni a moto di taglio rettilineo

9-5-1 Generalità

Questo gruppo di lavorazioni viene utilizzato per la realizzazione di superfici esterne piane (*limatura* e *piallatura*) e di superfici interne partendo da fori pre-eseguiti (*stozzatura*). Queste lavorazioni hanno in comune una *bassa produttività* e una *scarsa finitura superficiale*,

compensate però dalla possibilità di utilizzare utensili monotaglienti di *basso costo*, rispetto per esempio alle frese.

L'operazione di *brocciatura* invece, che può essere compresa in questo gruppo, è un'operazione utilizzata *solo* nella produzione di serie, per la realizzazione di superfici esterne e interne anche complesse, con elevate caratteristiche di qualità superficiale e dimensionale.

9-5-2 Le operazioni di limatura e piallatura

Queste operazioni sono utilizzate per realizzare superfici piane come quelle indicate nella figura 9-41.

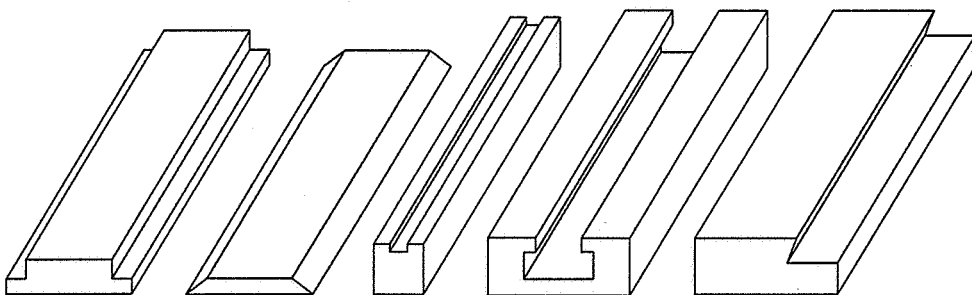



Fig. 9-41 Superfici realizzabili con operazioni di limatura e piallatura.

- Il moto di taglio è rettilineo alternativo (fig. 9-42) ed è posseduto dall'utensile nella limatura, dal pezzo nella piallatura; nel moto relativo utensile-pezzo, a ogni corsa attiva, in cui viene asportato il soprametallo, segue una corsa di ritorno improduttiva. Inoltre, essendo questo moto alternativo posseduto da organi meccanici di elevata massa, non può essere spinto fino a velocità paragonabili con quelle della tornitura o della fresatura, date le notevoli forze d'inerzia generate all'atto dell'inversione del moto. Per questo motivo si è prima parlato di bassa produttività.

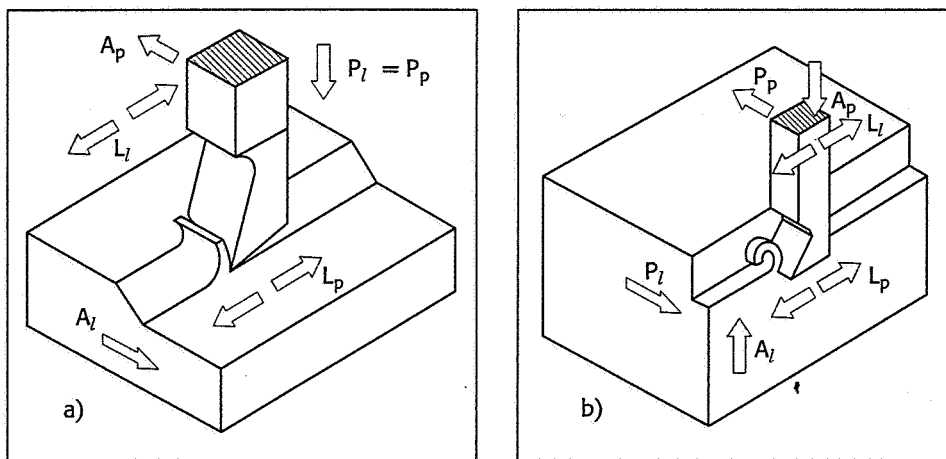



Fig. 9-42 Moti caratteristici delle lavorazioni di limatura e piallatura per la realizzazione di superfici piane orizzontali *a*) e verticali *b*).
L_p, L_l: moto di taglio nella piallatura e nella limatura;
A_p, A_l: moto di alimentazione nella piallatura e nella limatura;
P_p, P_l: moto di appostamento nella

- Il moto di alimentazione è rettilineo intermittente ed è posseduto dal pezzo o dall'utensile nella limatura, e dall'utensile nella piallatura. Tale moto è presente solo al termine della corsa di ritorno e non durante quella attiva.

- Il moto di appostamento, necessario per regolare la profondità di passata e per avvicinare l'utensile al pezzo, è posseduto dall'utensile o dal pezzo nella limatura, e dall'utensile nella piallatura.

ISBN 88-408-1028-5

Gli utensili per limatura e piallatura sono dei normali utensili monotaglienti con geometria di taglio simile a quella impiegata in tornitura (fig. 9-43).

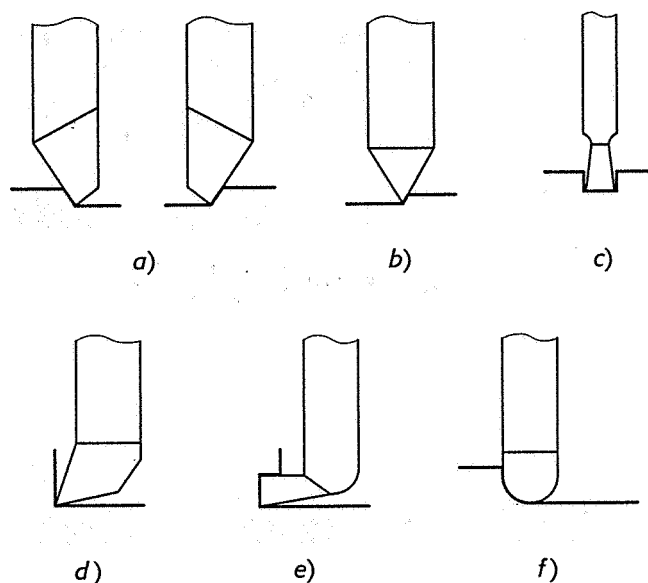



Fig. 9-43 Principali utensili impiegati per lavorazioni di limatura e piallatura.
a) sgrossatori, destro e sinistro;
b) finitore;
c) per gole;
d) per spallamenti;
e) per cave a T;
f) per cave di forma.

Essi sono generalmente costruiti in acciaio super rapido, ma possono essere impiegati anche inserti in carburi sinterizzati purché di tipo adatto a resistere all'urto che l'utensile subisce, in ogni corsa di lavoro, all'atto del contatto con il pezzo. Per quanto riguarda la forma dello stelo, la figura 9-44 illustra due tipi di utensile per queste operazioni, uno a stelo diritto e uno a stelo arcuato. L'utensile a stelo diritto, inflettendosi sotto l'azione di forze di taglio notevoli e ruotando attorno al punto P, tende a penetrare nella superficie lavorata; ciò evidentemente non accade nel caso di utensile arcuato, che risulta pertanto più adatto a operazioni di sgrossatura con grosse sezioni di truciolo.

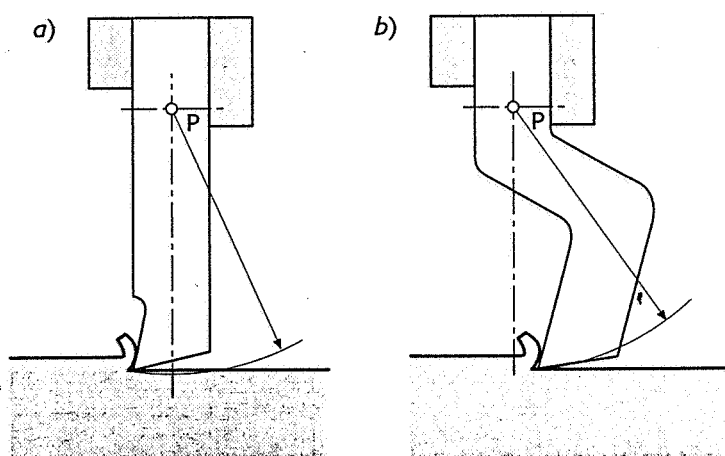



Fig. 9-44 Steli di utensili per limatura e piallatura.
a) a stelo diritto; *b*) a stelo arcuato.

Per quanto riguarda i parametri di taglio, la tabella 9-10 riporta i valori indicativi della velocità di taglio e dell'avanzamento: i valori maggiori di quest'ultimo valgono per sgrossatura, quelli minori per finitura. I valori della profondità di passata variano *indicativamente* da 0,5 mm in finitura a circa 8-10 mm in sgrossatura.

Materiale	Resistenza a trazione R_m/durezza Brinell (MPa)	Avanzamento (mm/corsa)	Velocità di taglio (m/min)
Ghisa grigia	fino a 2000 HB 2000 ÷ 2500 HB	0,4 ÷ 1,5 1,0 ÷ 2,5 0,4 ÷ 1,5 1,0 ÷ 2,5	18 ÷ 15 15 ÷ 10 12 ÷ 9 10 ÷ 7
Ghisa legata	2500 ÷ 4500 HB	0,5 ÷ 1,5 1,0 ÷ 2,5	12 ÷ 9 9 ÷ 8
Acciai da costruzione cementazione e bonifica	550-650 650-800 800-1000	0,4 ÷ 1,5 1,0 ÷ 2,5 0,4 ÷ 1,5 1,0 ÷ 2,5 0,4 ÷ 1,5 1,0 ÷ 2,5	18 ÷ 15 15 ÷ 8 12 ÷ 8 8 ÷ 7 12 ÷ 7 9 ÷ 5
Acciaio in getti	700-900	0,4 ÷ 1,5 1,0 ÷ 2 5	11 ÷ 7 9 ÷ 5

Tab. 9-10 Valori indicativi della velocità di taglio e dell'avanzamento di operazioni di limatura e piallatura con utensile in acciaio superrapido.

Per quanto riguarda il calcolo della forza di taglio e della potenza assorbita, il procedimento è del tutto simile al caso della tornitura al quale si rimanda. Tale calcolo è utile sia per controllare la fattibilità dell'operazione con i parametri impostati, sia per il dimensionamento dello stelo dell'utensile, soggetto a flessione.

9-5-3 L'operazione di stozzatura

Questa operazione è utilizzata per ottenere superfici interne di forma particolare, quali quelle riportate nella figura 9-45, partendo da fori preeseguiti. Il moto di taglio, rettilineo alternativo, è posseduto dall' utensile, mentre quello di alimentazione e di appostamento, sono posseduti dal pezzo. Alcuni tipi di utensili per stozzare sono illustrati nella figura 9-46.

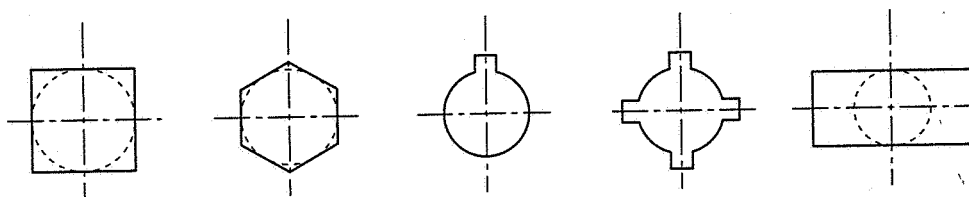



Fig. 9-45 Alcuni semplici esempi di superfici interne ottenibili per stozzatura partendo da fori circolari.

9-5-4 L'operazione di brocciatura

L'operazione di brocciatura differisce dalle precedenti in quanto in essa (fig. 9-47) un utensile pluritagliente detto *broccia* possiede il moto di taglio (rettilineo continuo), quello di alimentazione non esiste, essendo sostituito dalla disposizione stessa dei denti sulla broccia: in pratica una sola corsa della broccia è sufficiente per effettuare la lavorazione. Alcune delle superfici ottenibili con la brocciatura sono riportate nella figura 9-48.

ISBN 88-40…

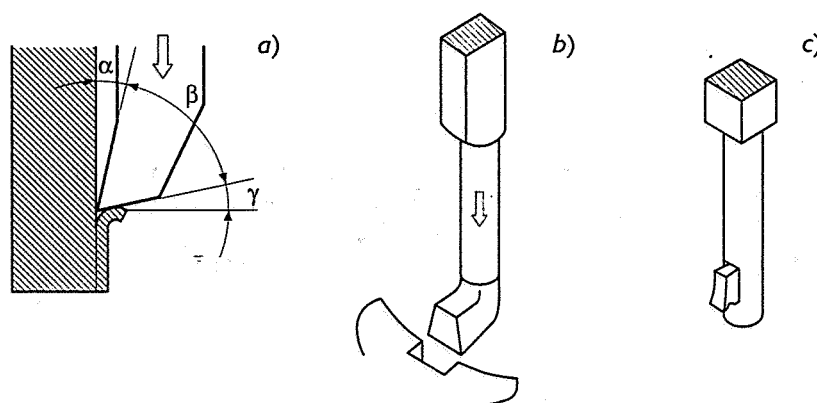



Fig. 9-46 Utensili per operazioni di stozzatura. *a*) angoli della sezione normale; *b*) utensile per cave di linguette; *c*) utensile a lama riportata in carburi sinterizzati.

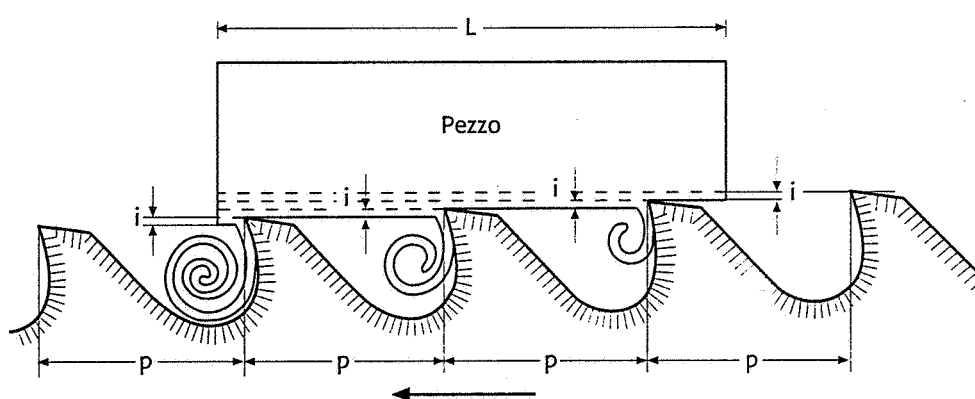



Fig. 9-47 Modo di lavorare di una broccia.

Si può utilizzare la brocciatura anche per la finitura di fori cilindrici, in sostituzione delle operazioni di alesatura e rettifica. Nel caso di lavorazioni interne è possibile realizzare anche profili con generatrice elicoidale, conferendo alla broccia anche un moto rotatorio intorno al suo asse.

Le caratteristiche essenziali della brocciatura sono le seguenti: ottima precisione dimensionale e finitura superficiale (qualità IT7 e R_a = 0,8 μm), bassi costi unitari anche per profili complessi purché la lavorazione sia in serie, dato l'alto costo della broccia, basso tempo di lavorazione, anche se la velocità di taglio è bassa, e alta durata della broccia.

La broccia è un utensile pluritagliente (fig. 9-49) costituito da un supporto sul quale è realizzata una successione di denti, con geometria simile a quella riportata nella figura 9-50, posti a distanza *p* (*passo*) l'uno dall'altro in modo da realizzare un vano tra dente e dente per l'accoglimento del truciolo asportato, e da uno sfalsamento radiale *i* chiamato *incremento*. I denti presenti su una broccia possono essere suddivisi in tre gruppi adiacenti:

- i denti *sgrossatori*, con incremento *i* maggiore dei gruppi seguenti, destinati a un'operazione di sgrossatura;
- i denti *finitori*, con incremento *i* minore dei precedenti, destinati alla finitura;
- i denti *calibratori*, con incremento nullo, destinati a portare in quota il profilo lavorato e conferire una buona finitura superficiale.

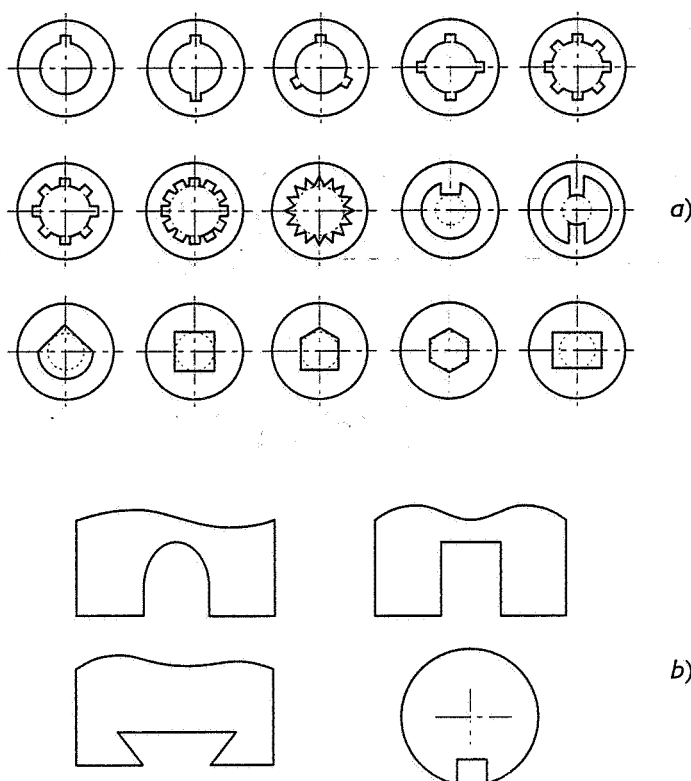



Fig. 9-48 Superfici interne *a*) ed esterne *b*) ottenibili per brocciatura.

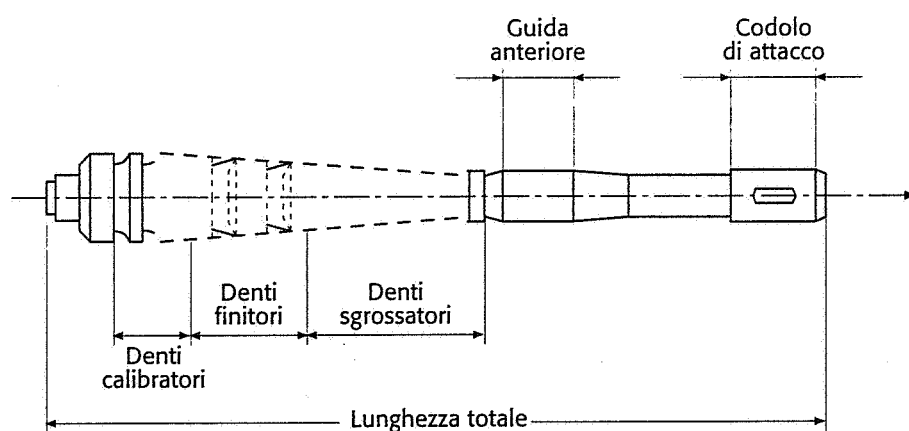



Fig. 9-49 Schema di una broccia (per interni).

La *guida anteriore* della broccia (per interni) serve per il centraggio nel foro di partenza, fase di fondamentale importanza per la precisione della lavorazione.

Appositi *codoli di attacco* permettono il montaggio della broccia sulle macchine.

Il valore dell'incremento i influisce sulla sezione del truciolo asportato da ogni dente e quindi sulla forza di taglio. I valori indicativi dell'incremento sono riportati nella tabella 9-11: i denti calibratori hanno incremento nullo, per fornire materiale alle successive affilature.

Il valore del passo p è valutabile sulla base del volume occupato dal truciolo asportato da ogni dente. In base a questo calcolo, che qui si omette, si perviene alla seguente relazione:

$$p = 1{,}5 \div 2{,}5\sqrt{L} \qquad (9\text{-}27)$$

ISBN 88-408-1028-5

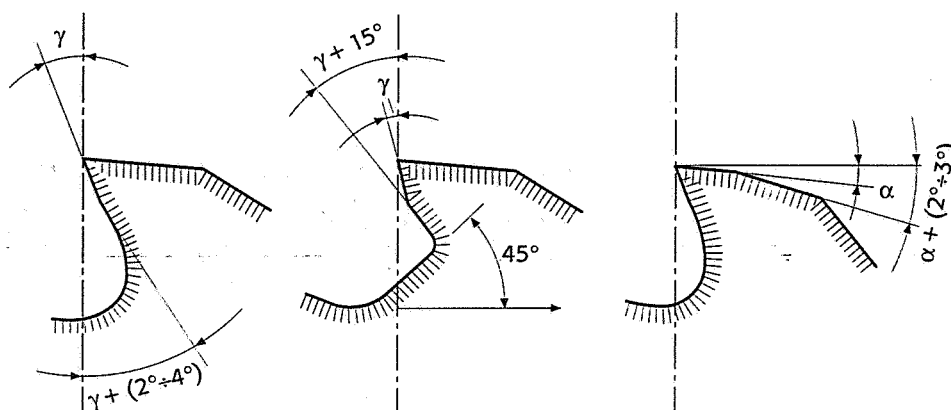



Fig. 9-50 Alcune geometrie di denti di brocce. $\alpha = 4° \div 18°$, $\gamma = 3° \div 5°$,

dove L è la lunghezza da brocciare. Occorre inoltre evitare che L sia un multiplo del passo p, in quanto questa condizione può portare a ondulazioni superficiali dovute a contemporaneo ingresso e uscita di un dente.

Tab. 9-11 Valori indicativi dell'incremento per operazioni di brocciatura.

	Incremento *i*	
Materiale del pezzo	**Denti sgrossatori** (mm)	**Denti finitori** (mm)
Leghe di alluminio	0,12 ÷ 0,2	0,02
Ottone e bronzo	0,12 ÷ 0,3	0,01
Acciaio R_m = 550-650 MPa	0,07 ÷ 0,12	0,01
Acciaio R_m = 650-750 MPa	0,04 ÷ 0,08	0,01
Acciaio R_m = 750-850 MPa	0,04 ÷ 0,06	0,01
Acciaio R_m = 850-950 MPa	0,04 ÷ 0,06	0,01

Nel dimensionamento *radiale* dei denti occorre prevedere una maggiorazione di qualche centesimo di mm per tener conto del ritorno elastico del materiale del pezzo, che porterebbe a un profilo più piccolo di quello desiderato. Sulla base del profilo desiderato, del diametro del foro iniziale e dell'incremento dei denti è quindi possibile calcolare la lunghezza della broccia, tenendo conto anche del codolo di attacco. Se la lunghezza della broccia risulta superiore a circa 1000 mm, occorre suddividere i denti necessari su due brocce che vengono fatte operare in successione: infatti il trattamento termico di tempra necessario per l'acciaio da utensili della broccia prima dell'affilatura, potrebbe deformare eccessivamente la broccia stessa.

Il calcolo della forza di brocciatura può essere effettuato, allo scopo anche di verificare la resistenza a trazione o a compressione della broccia, in modo del tutto simile alla tornitura, tenendo conto che la sezione di truciolo per ogni dente in presa è pari a:

$$S = i \cdot l \tag{9-28}$$

dove l è la lunghezza del tagliente in presa.

I valori indicativi della velocità di taglio in brocciatura sono riportati nella tabella 9-12.

Materiale del pezzo	Velocità di taglio (m/min)
Ghisa grigia	3 ÷ 5
Acciaio Rm = 350-650 MPa	6 ÷ 10
Acciaio Rm = 650-800 MPa	5 ÷ 8
Acciaio Rm = 800-1100 MPa	4 ÷ 6
Ottone-bronzo	8 ÷ 13
Leghe di alluminio	12 ÷ 18

Tab. 9-12 Valori indicativi della velocità di taglio in brocciatura con utensili in acciaio rapido.

9-6 La lavorazione di rettifica

9-6-1 Generalità

La lavorazione di rettifica consiste nell'asportazione di soprametallo sotto forma di molti trucioli di piccolissime dimensioni, mediante utensili chiamati *mole*, per l'ottenimento di superfici di elevata finitura e precisione dimensionale e di forma. L'asportazione di materiale avviene per l'azione di un elevato numero di *grani abrasivi* distribuiti nella massa della mola e mantenuti nella forma desiderata grazie a un *legante*. L'asportazione di truciolo con la mola è la sola operazione di taglio (tradizionale) che permette di lavorare leghe a elevata durezza e acciai trattati termicamente: è l'operazione che per esempio viene eseguita dopo i trattamenti di tempra e cementazione. L'operazione di rettifica viene solitamente eseguita su superfici precedentemente lavorate con altre operazioni, sulle quali sia stato lasciato un soprametallo di decimi o centesimi di millimetro di spessore. Il processo di rettifica è inoltre caratterizzato dai seguenti aspetti.

- Azione contemporanea dei grani abrasivi con geometria irregolare, ma assimilabili a piccoli utensili, generalmente a spoglia superiore *negativa*, che agiscono a velocità di taglio molto più elevate di quelle impiegate nelle altre lavorazioni (velocità dell'ordine delle decine di metri/s).
- Dalle caratteristiche di cui sopra risulta un'elevata *temperatura* nella zona di contatto.
- Nella rettifica di acciai, i microtrucioli così prodotti e ad alta temperatura reagiscono con l'ossigeno dell'atmosfera in modo esotermico: questo provoca la loro fusione e rapida solidificazione. La proiezione di tali trucioli incandescenti da parte della mola è caratteristica della rettifica.
- L'aumento di temperatura del pezzo rettificato, se non adeguatamente controllato con abbondante fluido da taglio, può provocare importanti trasformazioni strutturali (formazione di martensite), cricche di origine termica, bruciature (dal caratteristico colore blu) cioè ossidazioni ad alta temperatura, tensioni residue dovute ai gradienti termici presenti.

Alcune delle molteplici superfici rettificabili sono illustrate nella figura 9-51. Per quanto riguarda i moti necessari all'operazione di ret-

ISBN 88-408-1028-5

tifica, quello di taglio è sempre posseduto dalla mola ed è di tipo rotatorio continuo. Per gli altri moti occorre distinguere tra la rettifica *in tondo* (superfici cilindriche o coniche esterne e interne) e rettifica *in piano*, che rappresentano le operazioni più comuni.

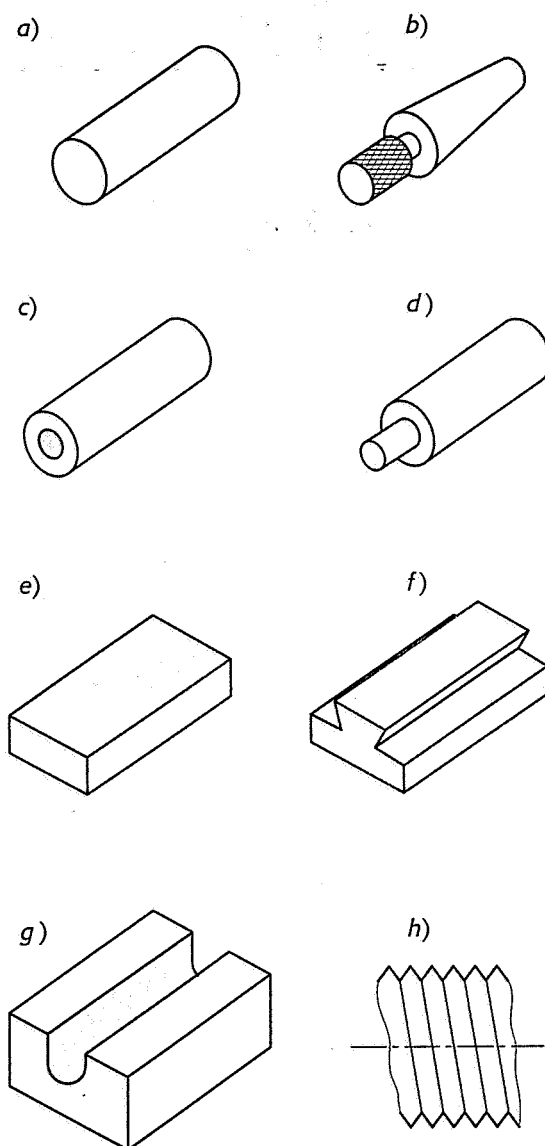



Fig. 9-51 Alcuni esempi di superfici rettificabili: *a*) superficie cilindrica esterna; *b*) superficie conica esterna; *c*) superficie cilindrica o conica interna; *d*) spallamenti; *e*) superfici piane; *f*) superfici di accoppiamenti a coda di rondine; *g*) superfici di scanalatura rettilinea di forma; *h*) filettatura.

Nel caso di *rettifica in tondo* per esterni o per interni (fig. 9-52*a* e *b*), il moto di alimentazione è di due tipi: uno rotatorio continuo posseduto sempre dal pezzo, l'altro è rettilineo posseduto dal pezzo, in genere parallelo all'asse della mola. Quest'ultimo può essere posseduto dalla mola, con andamento trasversale rispetto all'asse del pezzo, nel caso di rettifica di superfici di limitata lunghezza (*rettifica a tuffo*, fig.9-52*c*). Il moto di appostamento è sempre posseduto dalla mola ed è rettilineo intermittente, cioè avviene quando la mola non è in contatto con il pezzo, al termine di ogni passata.

Nel caso di *rettifica in piano* (fig. 9-53) il moto di alimentazione è di due tipi. Nel caso di *rettifica tangenziale* esso consta di un moto rettilineo alternativo, perpendicolare all'asse della mola, posseduto generalmente dal pezzo e da un moto rettilineo intermittente, al termine di ogni passata, posseduto dalla mola o dal pezzo. Nel caso di *rettifica*

frontale il moto di alimentazione è del tipo rettilineo alternativo o circolare, posseduto dal pezzo e il diametro della mola è sempre superiore alla larghezza del pezzo da lavorare. Il moto di appostamento è sempre posseduto dalla mola.

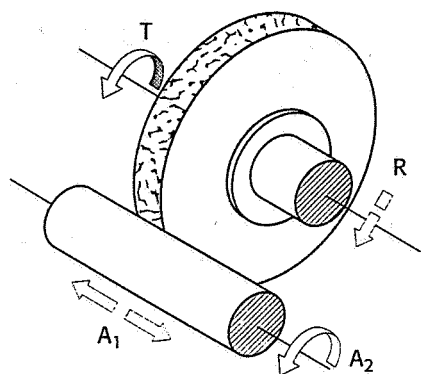
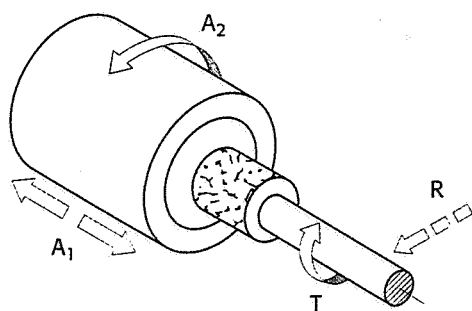
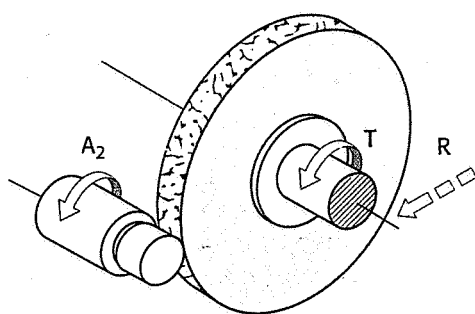



Fig. 9-52 *a*) Operazione di rettifica in tondo per esterni. *b*) Operazione di rettifica in tondo per interni *c*) Operazione di rettifica a *tuffo.* T: moto di taglio; A_1, A_2: moti di alimentazione; R: moto di appostamento.

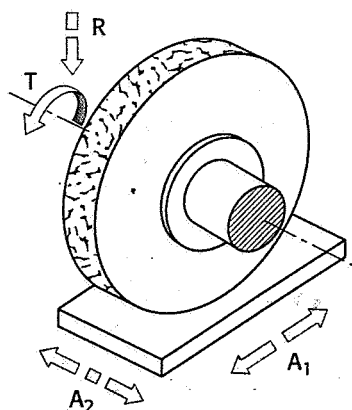
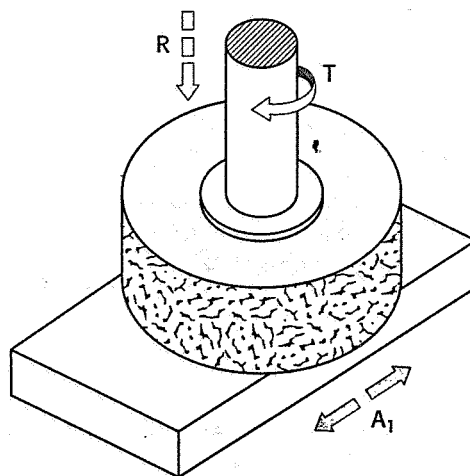



Fig. 9-53 Operazione di rettifica in piano; *a*) tangenziale; *b*) frontale. T: moto di taglio; A_1, A_2: moti di alimentazione; *R*: moto di appostamento.

ISBN 88-408-1028-5

Un altro metodo di rettifica è quello *senza centri*. Nel caso di pezzi cilindrici a diametro costante, il pezzo non viene montato su attrezzature particolari, ma è semplicemente sostenuto da una lama (fig.9-54a), tra la mola *operatrice* e una *mola di guida* con asse sghembo rispetto a quello della mola operatrice, in modo dare una componente di moto per l'avanzamento del pezzo stesso. Quest'ultima mola ha la forma di un iperboloide di rivoluzione ed è in generale a grana più grossa. Il pezzo rimane con asse parallelo alla mola operatrice. Nel caso di pezzi a diametro non costante (fig.9-54b), la lama è conformata in modo da mantenere in posizione il pezzo e le due mole sono ad asse parallelo.

a)

b)

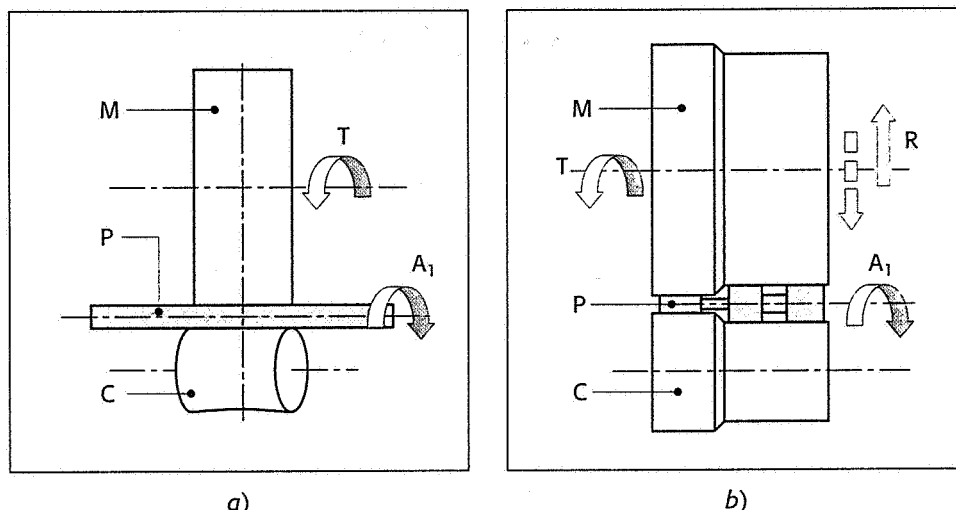



Fig. 9-54 Operazione di rettifica senza centri; *a*) per pezzi cilindrici; *b*) per pezzi di rivoluzione con diametro variabile.
M: mola operatrice, *C*: mola di guida, *P*: pezzo, *T*: moto di taglio; A_1: moto di alimentazione; *R*: moto di appostamento.

9-6-2 Le mole

Le mole sono utensili politaglienti costituiti da un elevato numero di grani di abrasivo distribuiti uniformemente in una sostanza legante: la forma esterna delle mole può essere molto varia (fig. 9-55).

Per quanto riguarda gli abrasivi, essi di suddividono in *naturali* e *artificiali*, tutti caratterizzati da elevata durezza, superiore a 9 nella scala Mohs. Al primo gruppo appartengono: il *diamante*, il *corindone* (ossido di alluminio), la *silice*. Al secondo gruppo appartengono: quelli a base di ossido di alluminio (nome commerciale *Alundum*), quelli a base di carburo di silicio (nome commerciale *Carburundum*), quelli a base di *nitruro di boro cubico* e alcuni ossidi metallici. Quelli più usati sono comunque l'Alundum, per acciaio, ghisa malleabile, il Carborundum per ghise grige, ottone, bronzo, leghe leggere e il diamante per l'affilatura di utensili in carburi sinterizzati, il nitruro di boro cubico per acciai con durezza superiore a 50 HRC o leghe resistenti alle alte temperature. Per quanto riguarda il *legante*, i più comuni sono: legante ceramico (detto anche *vetrificato*, a base di caolino e argilla), legante al silicato (a base di silicato di sodio e ossidi metallici), legante elastico (a base di gomma), legante resinoide (a base di resine sintetiche), legante metallico (a base di leghe varie, soprattutto bronzo). La scelta del tipo di legante dipende dalle forze a cui è soggetta la mola, dalla velocità di taglio scelta e dalla finitura superficiale desiderata. In particolare il legante elastico trova impiego nelle operazioni che prevedono urti, il legante ceramico trova impiego nelle normali operazioni di rettifica con velocità inferiore a circa 30 metri/s, il legante resinoide trova impiego alle alte velocità di taglio e quando si desideri un'elevata finitura superficiale.

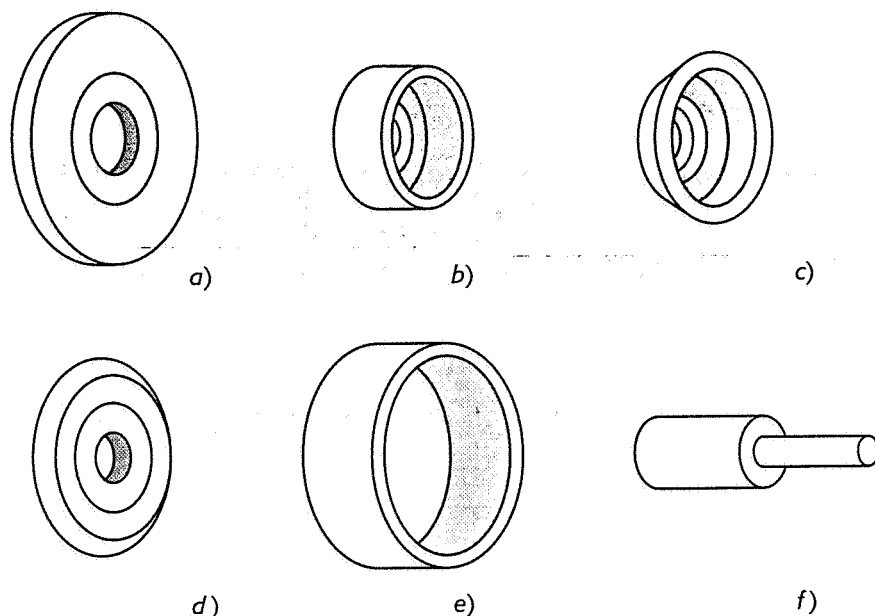



Fig. 9-55 Alcune forme di mola: *a*) a disco; *b*) a tazza cilindrica; *c*) a tazza conica; *d*) a bisello; *e*) ad anello; *f*) per interni con codolo.

Nella scelta della mola, occorre inoltre tenere conto di altre caratteristiche importanti. Esse sono:

- Le *dimensioni del grano abrasivo*: in generale una grana grossa trova impiego nel caso di rettifica di sgrossatura, con elevati valori del soprametallo (relativamente alla rettifica), con materiali a bassa resistenza meccanica. La grana fine è più indicata in passate di finitura e su materiali a elevata resistenza.
- La *durezza*: questo parametro si riferisce al legante e non all'abrasivo: è la resistenza all'asportazione dei grani di abrasivo. Per la rettifica di materiali duri è preferibile scegliere una bassa durezza della mola in quanto è necessario che i grani abrasivi usurati non vengano a lungo trattenuti dal legante. Il contrario per i materiali a bassa durezza.
- La *struttura*: questo parametro si riferisce al fatto che la struttura della mola presenta degli spazi vuoti uniformemente distribuiti ed è quindi un indice della sua porosità. Una maggior porosità è richiesta, per ragioni di raffreddamento, quando la superficie di contatto mola-pezzo è particolarmente estesa e quando il materiale da lavorare è tenero e tende a *impastare* l'utensile.

Il metodo più usato di codifica delle mole è il Norton, sintetizzato nella figura 9-56, il quale riporta tutte le caratteristiche sopra descritte.

Per quanto riguarda le *dimensioni* della mola per rettifica esterna, è opportuno utilizzare una mola col diametro massimo consentito dalla macchina, dato il più elevato numero di grani abrasivi disponibili, mentre per la rettifica di fori si suole utilizzare mole con diametro pari a circa 2/3 del diametro del foro. Infatti una mola di diametro superiore a questo valore creerebbe notevoli problemi di raffreddamento anche con l'ausilio del fluido refrigerante, sempre presente nella rettifica.

Un fattore molto importante al quale è doveroso prestare la massima attenzione è inoltre il *montaggio* della mola sulla macchina. Esso deve essere effettuato con un perfetto centraggio sull'asse, mediante flange metalliche e dopo un'operazione di *equilibratura*, allo scopo di

ISBN 88-408-1028-5

Abrasivo		Grana				Durezza					Struttura				Agglomerante			
		Grossa	Media	Fine	Finissima	Tenerissima	Tenera	Media	Dura	Durissima	Chiusa	Media	Aperta		Vetrificato		Resinoide	
Alundum regol.	A	10	30	70	220		H	L	P	T	0	4	7	10	V	regolare	B	regolare
Alundum 19	19 A	12	36	80	240	D	I	M	Q	U	1	5	8	11	VS	tipo A	B 2	tipo B 2
Alundum 32	32 A	14	46	90	280	E	J	N	R	V	2	6	9	12	VBS	tipo BA	B 5	tipo B 5
Alundum 38	38 A	16	54	100	320	F	K	O	S	W	3				VBE	tipo BE	B 7	tipo B 7
Alundum 44	44 A	20	60	120	400	G				X	4				VG	tipo G	B 11	tipo B 11
Alundum 37	37 A	24		150	500					Y					VK	tipo K	B H	tipo B H
Alundum 39	39 A			180	600					Z					VP	superporoso		
															VBEP	tipo BE superporoso		
															VKP	tipo R poroso		

Fig. 9-56 Metodo NORTON per la codifica delle mole.

evitare l'insorgenza di fenomeni vibratori dannosi alla finitura superficiale del pezzo lavorato, nonché per ragioni di sicurezza. La figura 9-57 illustra alcuni esempi di corretto montaggio delle mole.

Fig. 9-57 Esempi di corretto montaggio di mole: *a*) con dispositivo portamola; *b*) con flangia e controflangia; *c*) con gambo filettato annegato nel corpo della mola.

Dopo un certo periodo d'uso, la mola può avere necessità di un'operazione di ricondizionamento, detta *ravvivatura*: infatti la superficie attiva può presentare un elevato numero di grani abrasivi ormai arrotondati o dei trucioli aderenti a tale superficie oppure la generatrice della mola stessa può avere perduto la sua forma originale. L'operazione di *ravvivatura* ha appunto lo scopo di riportare la mola

nelle condizioni originali (salvo una piccola e non significativa diminuzione di diametro) ed è generalmente effettuata, come illustrato nella figura 9-58, facendo agire sulla mola in rotazione, direttamente sulla macchina rettificatrice, un utensile diamantato, che effettua una vera e propria *tornitura* del disco della mola.

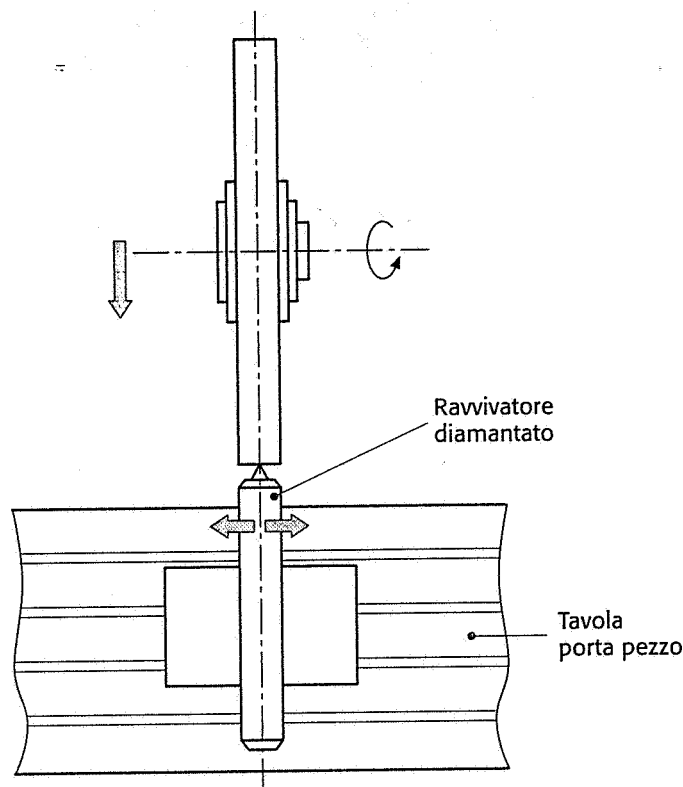



Fig. 9-58 Ravvivatura di una mola con ravvivatore diamantato.

9-6-3 Scelta dei parametri di taglio

Il parametro che esprime l'efficienza delle operazioni di rettifica è detto *rapporto di rettifica* ed è espresso dalla seguente relazione:

$$G = V_p/V_m \qquad (9\text{-}29)$$

dove V_p è il volume di materiale del pezzo asportato e V_m è il volume perso dalla mola. Osservazioni sperimentali hanno mostrato che il valore di G:

- diminuisce con l'aumentare della profondità di passata;
- diminuisce con l'aumentare dell'avanzamento;
- aumenta con l'aumentare della velocità di taglio.

Alti valori di G comportano lunghe durate della mola con conseguente rischio di lavorare con grani abrasivi arrotondati e di danni alla superficie lavorata. Al contrario, valori di G troppo bassi sono economicamente inaccettabili.

È molto diffusa la tendenza a usare velocità di taglio elevate, molto superiori a quelle usate nelle altre lavorazioni per asportazione di truciolo. La velocità di taglio corrisponde in pratica alla velocità periferica della mola, potendosi trascurare la velocità periferica del pezzo in rotazione nella rettifica in tondo, ed è espressa dalla relazione:

ISBN 88-408-1028-5

$$v = \pi D \cdot n/60000 \quad (\text{m/s}) \qquad (9\text{-}30)$$

dove D è il diametro della mola in mm, n la sua velocità angolare in giri/minuto.

La tabella 9-13 riporta i valori indicativi della velocità di taglio per varie operazioni di rettifica. È assolutamente necessario, comunque, che non venga mai superata, per motivi di *sicurezza*, la *velocità angolare indicata sulla mola* stessa dal costruttore.

Tab. 9-13 Valori indicativi della velocità di taglio per le principali operazioni di rettifica, con mola ceramica.

Operazione	**Materiale lavorato**	**Velocità di taglio (m/s)**
Rettifica in tondo esterna	Acciaio temperato Acciaio Ghisa, bronzo, ottone Leghe di alluminio	20-30 30-35 18-30 16-22
Rettifica in tondo interna	Acciaio temperato Acciaio Ghisa, bronzo, ottone Leghe di alluminio	7-22 12-30 8-22 7-15
Rettifica in piano tangenziale	Acciaio temprato Acciaio Ghisa, bronzo, ottone Leghe di alluminio	20-30 27-35 20-35 15-20
Rettifica in piano frontale	Acciaio temprato Acciaio Ghisa, bronzo, ottone Leghe di alluminio	20-25 20-30 20-27 15-22

Per quanto riguarda avanzamento e profondità di passata ci si può orientare come indicato nella tabella 9-14.

Per il calcolo della potenza assorbita nell'operazione di rettifica si può utilizzare la seguente formula empirica:

$$W = 0.155 \cdot k\sqrt{V \cdot \text{s}} \cdot \sqrt{v/30} \quad (kW) \qquad (9\text{-}31)$$

dove v è la velocità di taglio in metri/s, V è il volume di truciolo asportato nell'unità di tempo in cm^3/minuto, s è lo spessore della mola in contatto con il pezzo espresso in cm, k è un coefficiente che dipende dal tipo di operazione, il cui valore è: k = 7,5 per rettifica in tondo per esterni, k = 6,2 per rettifica in piano, k = 7,0 per rettifica interna.

Tab. 9-14 Valori indicativi dell'avanzamento e della profondità di passata per varie operazioni di rettifica.

Operazione	Velocità rotazione pezzo	Avanzamento longitudinale	Avanzamento trasversale	Profondità di passata (mm)
Rettifica in tondo esterna	$^1/_{60}$ velocità periferica della mola	$\frac{2}{10} \div \frac{2}{3}$ spessore mola / giro pezzo	/	0.02÷0.06 sgross. 0.002÷0.01 finit.
Rettifica in tondo interna	$^1/_{100}$ velocità periferica della mola	(idem)	/	0.01
Rettifica in piano tangenziale	/	8÷20 m/min	$\frac{2}{10} \div \frac{2}{3}$ spessore mola / corsa	0.05÷0.2 sgross. 0.01÷0.05 finit.
Rettifica in piano frontale	/	8÷20 m/min	/	(idem)

ISBN 88-408-1028-5

9-7 Il ciclo di lavorazione

9-7-1 Generalità

Con il termine *ciclo di lavorazione* si intende tutto l'insieme delle operazioni necessarie a fabbricare un singolo elemento attraverso una successione di processi tecnologici (fusione, stampaggio, lavorazioni per asportazione di truciolo, ecc.). In questo paragrafo sono analizzati i vari aspetti che caratterizzano lo studio del ciclo di lavorazione relativo ai soli processi per asportazione di truciolo, che consentono a un pezzo greggio (di fusione, di stampaggio, ecc.) o a un semi-lavorato (barra, lamiera, ecc.) di raggiungere una predeterminata geometria finale.

È ovvio come una pianificazione oculata e razionale del ciclo di lavorazione rappresenti un fattore di estrema importanza per la produttività e competitività di un'industria meccanica. Infatti, la scelta appropriata e razionale delle macchine, degli utensili, delle procedure tecnologiche necessarie per lavorare l'elemento greggio, incidono fortemente sulla qualità e sul costo del prodotto finale.

Risulta evidente come lo studio e l'impostazione di un efficiente ciclo di lavorazione sia un problema estremamente complesso che coinvolge tutti gli aspetti inerenti alla tecnologia meccanica; sono quindi necessarie conoscenze tecnologiche approfondite sia per quanto riguarda i diversi procedimenti di lavorazione, sia per quanto riguarda le macchine, gli utensili, le attrezzature e le apparecchiature di controllo disponibili.

È inoltre da porre in risalto come la stesura del ciclo di lavorazione si presenti come un *problema a più soluzioni*. Infatti, per portare un elemento dal suo stato iniziale alla sua configurazione finale, possono essere utilizzate svariate sequenze di operazioni e diverse metodologie tecnologiche. Sta, quindi, all'abilità e alle conoscenze di colui che è stato preposto alla compilazione del ciclo di scegliere i processi tecnologici più opportuni, le macchine più idonee, la sequenza ottimale di lavorazione, gli utensili e i parametri di taglio da adottare. Tuttavia in questo campo non è possibile individuare una *teoria* in grado di essere accettata e applicata da tutti coloro che sono chiamati a svolgere quest'attività. Per questo motivo, nelle aziende capita spesso che molte decisioni in questo campo siano affidate all'*esperienza* degli addetti ai lavori. La stesura di un ciclo è inoltre influenzata dall'*abitudine* consolidata in un'azienda di risolvere determinati problemi tecnologici con procedure ormai standardizzate, affinate in svariati anni di lavoro, oppure consultando la vasta letteratura tecnica presente in materia, le indicazioni riportate sui manuali e le raccomandazioni prescritte dai costruttori di macchine e di utensili.

Ma cosa si intende esattamente per pianificazione del ciclo di lavorazione di un elemento meccanico?

Quest'attività può essere definita come quella funzione, svolta da uno o più tencici, che stabilisce un *insieme ordinato di operazioni* che permettono a un pezzo greggio o semi-lavorato di raggiungere, attraverso passi successivi, la forma finale.

Nel caso di un elemento meccanico, di cui sia stato preventivamente preparato il disegno costruttivo, e che debba essere lavorato su macchine utensili ad asportazione di truciolo, il processo di stesura del ciclo di fabbricazione può essere suddiviso nei seguenti punti:

ISBN 88-408-1028-5

1) analisi critica del disegno di progetto e valutazione dei dati di partenza;
2) scelta dei processi di lavorazione e della sequenza delle *fasi*;
3) raggruppamento delle operazioni in *sottofasi*;
4) scelta della sequenza delle *operazioni*;
5) scelta degli utensili;
6) scelta dei parametri di taglio;
7) scelta o progettazione delle attrezzature;
8) scelta degli strumenti e procedure di controllo;
9) calcolo dei tempi e dei costi;
10) stesura dei fogli di lavorazione e del *part-program*, nel caso in cui siano impiegate macchine utensili a controllo numerico.

È ovvio che tutti questi punti sono strettamente interconnessi tra loro. Non possono quindi essere analizzati separatamente in modo puramente *sequenziale*, ma devono essere sviluppati tenendo conto dell'influenza su di essi esercitata dai parametri e dalle variabili che caratterizzano i rimanenti punti.

Nella terminologia sopra impiegata, è stato fatto riferimento alle seguenti definizioni convenzionali:

- *Fase*: con questo termine si intende l'insieme ordinato di operazioni realizzate presso un medesimo *posto di lavoro*(1) con o senza lo smontaggio e riposizionamento del pezzo. Per esempio, l'insieme delle lavorazioni eseguite su un tornio sono indicate con il termine *fase di tornitura*, l'insieme delle operazioni realizzate presso un banco di controllo devono essere indicate con il termine *fase di controllo*, ecc.
- *Sotto-fase*: con questo termine si intende l'insieme ordinato di operazioni realizzate presso un medesimo posto di lavoro e con un medesimo posizionamento del pezzo. Quindi, se durante una fase il pezzo deve essere successivamente posizionato per eseguire tutte le lavorazioni previste, la fase stessa di decompone in tante *sotto-fasi* quanti sono i posizionamenti del pezzo. Ad esempio, la foratura del pezzo illustrato in figura 9-59 richiede due posizionamenti: la fase di foratura è così suddivisa in due sotto-fasi.
- *Operazione elementare*: con questo termine si intende la lavorazione di una superficie elementare realizzata con un unico utensile. Alcuni esempi di operazioni elementari sono: tornitura cilindrica, tornitura conica, attestatura, scanalatura, spianatura, ecc.

Un ciclo di lavorazione è quindi costituito in generale da una o più fasi, ciascuna relativa a un posto di lavoro impiegato; ciascuna fase a sua volta, può essere composta da più sotto-fasi, ciascuna per ogni posizionamento del pezzo nell'ambito del posto di lavoro; infine ciascuna sotto-fase può essere composta da una sequenza di operazioni elementari necessarie a lavorare il pezzo in quel dato posizionamento. Nella figura 9-60 è riportato, a titolo di esempio, la struttura generale di un ciclo di lavorazione nella quale è evidenziata la suddivisione in fasi, sotto-fasi e operazioni elementari.

---

1. Il termine *posto di lavoro* indica un luogo ben definito nel quale viene eseguita un'attività operativa; questo può essere la singola macchina utensile, il banco di lavoro, la zona di montaggio, ecc.

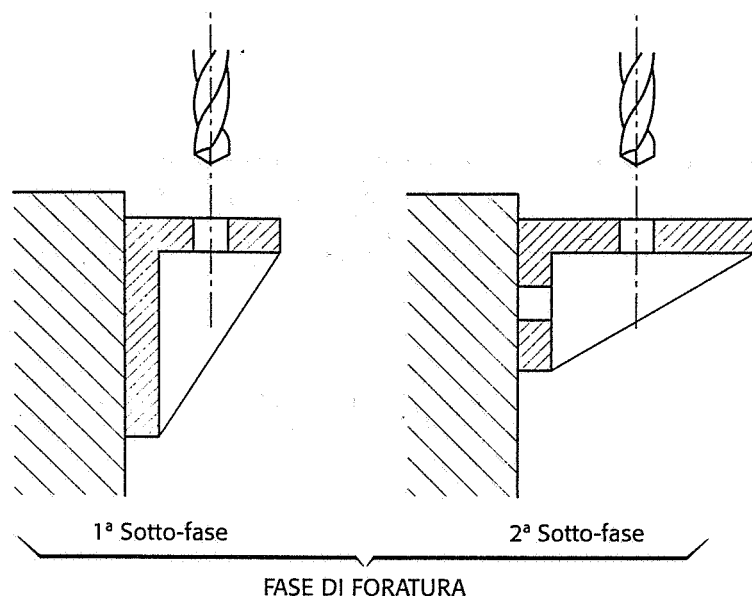



Fig. 9-59 Una fase di lavorazione si decompone in tante sotto-fasi quanti sono i posizionamenti del pezzo a bordo macchina.

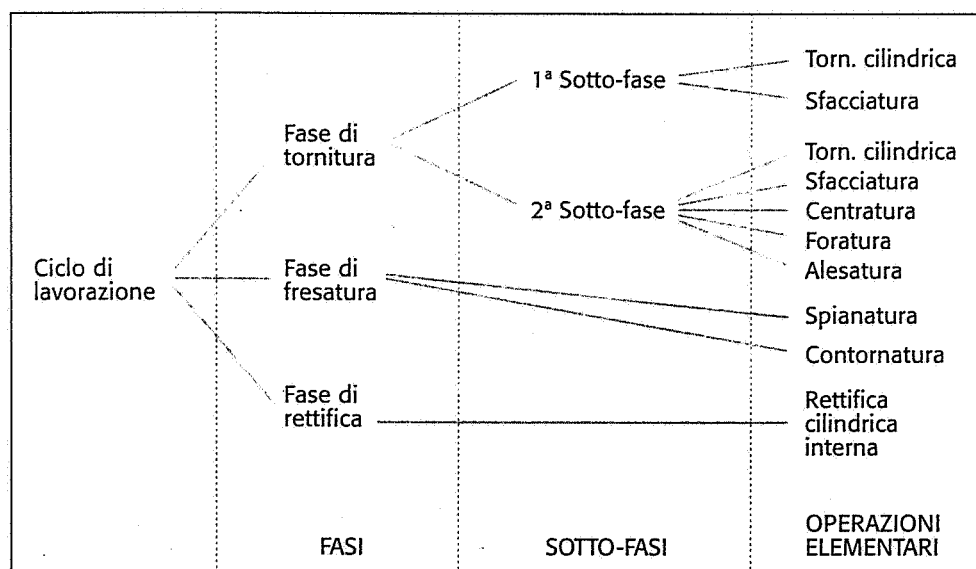



Fig. 9-60 Decomposizione di un ciclo di lavorazione in fasi, sotto-fasi e operazioni elementari.

9-7-2 Le informazioni di partenza

Il punto di partenza per la stesura del ciclo di lavorazione può essere considerato il disegno dell'elemento, dal quale è possibile rilevare i seguenti dati fondamentali:

a) *Dimensioni*: da esse dipendono ovviamente le dimensioni delle macchine utensili e delle attrezzature da impiegare.

b) *Tolleranze dimensionali e di forma*: influenzano sia la scelta delle macchine, degli utensili e dei processi tecnologici da impiegare, sia il posizionamento del pezzo durante la lavorazione.

c) *Qualità superficiale*: anche questo fattore influenza la scelta del processo di taglio e di tutti i parametri ad esso associati.

ISBN 88-408-1028-5

d) *Trattamenti termici, giunti saldati, chiodati e accoppiamenti forzati*: la loro esecuzione modifica sensibilmente il ciclo, poiché è richiesto che essi occupino una opportuna posizione tra le varie fasi di lavorazione (di solito dopo una fase di sgrossatura e prima di una fase di finitura).

e) *Connessione con altri elementi*: alcuni accoppiamenti possono richiedere la lavorazione contemporanea di più particolari; è il caso, ad esempio, di un collegamento realizzato con spine di riferimento: le alesature dei fori delle spine devono essere eseguite dopo aver accoppiato i due elementi.

f) *Materiale*: gli angoli caratteristici e il materiale dell'utensile, i parametri di taglio e gli accorgimenti da adottare per il bloccaggio del pezzo dipendono anche dalle caratteristiche meccaniche del materiale dell'elemento da lavorare.

Altri importanti aspetti completano il quadro delle informazioni di partenza, necessari a una corretta impostazione del ciclo. Questi sono:

g) *Tipo di greggio*: fondamentale è la conoscenza del greggio di partenza per determinare le operazioni preliminari da eseguire, le superfici iniziali di riferimento e di bloccaggio e i sovrametalli da asportare. Questo può essere una barra (laminata, trafilata, rettificata, ecc.), può essere ricavato per fusione (in terra, in conchiglia, ecc.), per fucinatura, per stampaggio a caldo, per tranciatura o piegatura di lamiere.

h) *Quantità di pezzi da produrre*: questo aspetto condiziona tutta l'impostazione del ciclo, che varia considerevolmente a secondo che siano realizzati pochi esemplari, oppure una quantità rilevante.

i) *Regime di produzione*: questo aspetto influenza la scelta dei mezzi di produzione e il calcolo dei parametri di taglio. Se si adotta un *regime economico*, allora il ciclo deve essere ottimizzato in modo da ottenere il minimo costo di lavorazione; se si adotta un *regime produttivo*, allora il ciclo deve essere impostato per l'ottenimento di un dato volume di produzione, senza considerare gli aspetti economici. Quest'ultimo regime è comunque da adottare quando sia necessario sopperire a particolari situazioni organizzative (ritardo nelle consegne, ordinativi imprevisti, ecc.).

l) *Disponibilità di mezzi e di macchine*: la disponibilità di macchine, attrezzature, utensili, calibri, ecc. e la possibilità di ulteriori acquisti devono essere presi in debita considerazione nella stesura del ciclo, in modo da sfruttare al meglio le risorse dell'azienda.

m) *Ubicazione del macchinario:* nel caso di produzioni di serie, un ciclo di lavorazione razionale ed efficiente deve tener conto anche della disposizione del macchinario all'interno dell'azienda (o dell'eventuale possibilità di spostarlo), allo scopo di ridurre al minimo i tempi necessari al trasporto degli elementi da un posto di lavoro al successivo.

n) *Professionalità del personale e automazione delle macchine*: anche questo aspetto influenza indirettamente la scelta dei processi di fabbricazione.

9-7-3 Scelta dei processi di lavorazione e della sequenza delle fasi

Un metodo *suggerito* per questa scelta è il seguente, descritto con l'ausilio del semplice esempio del pezzo della fig.9-61.

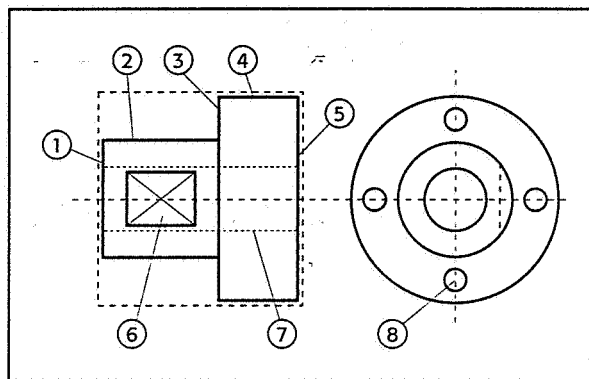



Fig. 9-61 Esempio di pezzo e denominazione delle superfici lavorate.

- Il primo passo consiste nell'individuare le superfici che devono essere lavorate e, in base alla loro forma, posizione, precisione dimensionale e finitura superficiale, ipotizzare i possibili processi di lavorazione da usare. Nell'esempio della figura 9-61 i risultati di quest'analisi sono i seguenti:

n. sup.	tipologia	processi possibili
2, 4	cilindriche esterne coassiali	tornitura
1, 3, 5	piane ortogonali all'asse delle 2, 4	tornitura, fresatura
7	cilindrica interna coassiale alle 2, 4	foratura
8	cilindrica interna	foratura
6	piana	fresatura

- A questo punto si raggruppano le superfici secondo il principio di poter lavorare il maggior numero possibile di esse *con il medesimo processo* (cioè nella stessa fase) e *possibilmente* con lo stesso piazzamento (stessa sottofase). Il risultato è il seguente:

n. sup.	processo
1, 2, 3, 4, 5	tornitura
7, 8	foratura
6	fresatura

- È necessario anche controllare se esistono fori coassiali a superfici esterne eseguibili con tornitura: nel nostro caso la 7 è di questo tipo, quindi la foratura della 7 sarà da eseguirsi nella fase di tornitura insieme alle 1, 2, 3, 4, 5.

ISBN 88-408-1028-5

- Una volta fissati i processi necessari cioè le *fasi*, si tratta di controllare i *vincoli di precedenza* tra di esse. La sequenza con cui si succedono le fasi deve essere impostata affinché siano eseguite per prime quelle lavorazioni che si rendono indispensabili per poter correttamente realizzare le successive. Nel caso in esame la fresatura della 6 e la foratura dei fori 8 devono essere eseguite dopo la tornitura, per motivi di riferimento rispetto all'asse del pezzo, materializzato dalla 2 o dalla 4. Se non sussistono vincoli di carattere geometrico o tecnologico tra i gruppi di superfici realizzate presso i diversi posti di lavoro, diventa importante la *disposizione delle macchine* all'interno del reparto produttivo; in questo caso la successione delle fasi deve essere scelta con lo scopo di ridurre al minimo le perdite di tempo dovute al trasporto dei pezzi tra una stazione di lavoro e la successiva. Una scelta accurata delle fasi di lavorazione prevede, inoltre, un'approfondita conoscenza delle macchine utensili disponibili e delle loro prestazioni (cap. 10).
- Il passo successivo consiste nell'ipotizzare più cicli alternativi che utilizzino diverse combinazioni di macchine, comparandoli successivamente (vedi punti successivi) in base ai tempi e ai costi di lavorazione; deve essere in particolare accertato se la cadenza imposta può essere rispettata oppure se risulta necessario acquistare nuove macchine.

  Nel caso in esame due possibili cicli sono i seguenti:

Ciclo A

fase	operazioni	macchina
10	Tornitura 1, 2, 3, 4, 5 Foratura 7	Tornio parallelo
20	Fresatura 6	Fresatrice
30	Tracciatura 8	Banco di tracciatura
40	Foratura 8	Trapano

Essendo impostato su macchine a basso grado di automazione e su operazioni manuali quale la tracciatura, questo ciclo richiede tempi elevati, elevato costo della mano d'opera, bassi costi d'ammortamento macchine. Tale ciclo può andare bene per realizzare un numero molto limitato di pezzi.

Ciclo B

fase	operazioni	macchina
10	Tornitura 1, 2, 3, 4, 5 Foratura 7,8 Fresatura 6	Centro di tornitura con utensili motorizzati in torretta

Questo secondo ciclo, realizzato su una moderna macchina altamente automatizzata, richiede tempi brevi, basso costo mano d'opera, elevati costi di ammortamento macchina. Potrebbe andare bene per la produzione di un elevato numero di pezzi, dove gli elevati costi iniziali sono bilanciati da un basso costo di lavorazione.

9-7-4 Raggruppamento delle operazioni in sottofasi

Nell'ambito di ogni fase è necessario controllare se tutte le superfici che si è deciso di realizzare, possono essere lavorate con lo stesso piazzamento del pezzo, cioè nella stessa sottofase. Questa è sicuramente la soluzione preferibile, da un,3 punto di vista di tempo e di precisione: infatti la variazione della posizione del pezzo sulla macchina necessita un certo tempo e il riposizionamento aumenta il rischio di errori. Se ciò non è possibile occorre suddividere le varie operazioni in due o più sottofasi, con l'accortezza di lavorare nella stessa sottofase (se ciò è possibile) le superfici legate da tolleranze di posizione. Riprendendo in esame il ciclo A e supponendo che il grezzo di partenza sia uno spezzone di barra cilindrica, è facile verificare che non è possibile lavorare il pezzo, nella fase di tornitura, in una sola sottofase.

Pertanto una possibile struttura della fase 10 di tornitura è la seguente:

Sottofase a)	Tornitura 4,5
	Foratura 7
Sottofase b)	Tornitura 1, 2, 3

Se nel disegno fosse presente una tolleranza di coassialità tra la 7 e la 1, sarebbe invece preferibile spostare la foratura della 7 nella sottofase b.

In mancanza di altre considerazioni l'ordine delle sottofasi è indifferente: occorre tuttavia ritornare eventualmente su queste decisioni dopo avere deciso la corretta sequenza delle operazioni.

9-7-5 Scelta della sequenza delle operazioni

Per la scelta della sequenza delle operazioni nell'ambito della stessa sottofase, esistono prima di tutto regole ovvie che riguardano la stessa superficie: per esempio per ottenere un foro filettato occorre eseguire prima la foratura e successivamente la filettatura, per ottenere una scanalatura a T occorre prima effettuare una scanalatura con fresa cilindrica a codolo e successivamente con una fresa per cave a T.

Negli altri casi occorre verificare l'esistenza di eventuali relazioni di precedenza tra un'operazione e l'altra. Tali relazioni possono nascere principalmente dalle seguenti esigenze:

- *Esigenze economiche.* Un esempio di questo tipo è la necessità di *minimizzare* il percorso utensile e i cambi degli stessi, in funzione del grado di automazione posseduto dalla macchina. Si supponga, ad esempio, di dover eseguire una serie di fori uguali su una superficie. Se si utilizza una macchina a comando prevalentemente manuale, la sequenza delle operazioni deve essere impostata in modo da minimizzare i moti di appostamento dell'utensile, anche se ciò comporta un maggior numero di cambio degli utensili stessi (in questo caso per ciascun foro sono consecutivamente realizzate le operazioni di centratura, foratura e allargatura); se si utilizza una macchina a controllo numerico, la sequenza deve essere impostata in modo da minimizzare il numero di cambi utensili, poiché il riposizionamento sull'asse del foro è in questo caso particolarmente rapido e preciso (sono realizzate prima tutte le centrature, poi

ISBN 88-408-1028-5

tutte le forature e infine tutte le allargature). Un altro esempio è illustrato nella figura 9-62a: la cava passante indicata con 1 viene effettuata con una fresa cilindrico frontale a codolo da 30 mm, mentre le due cave indicate con 2 sono realizzate con una fresa cilindrico frontale a codolo da 5 mm. Da un punto di vista economico conviene eseguire prima la cava 1 e successivamente le cave 2. Infatti, procedendo in modo opposto, la fresa da 5 mm dovrebbe lavorare o in più passate o in un'unica passata, ma basso avanzamento, data la sua rigidezza flessionale notevolmente inferiore a quella della fresa da 30 mm: ciò comporterebbe quindi tempi più elevati che non con la soluzione scelta.

- *Esigenze dimensionali*: un esempio di questo tipo è illustrato nella figura 9-62b. Nel pezzo rappresentato la superficie 2 deve rimanere grezza, mentre la 1 e la 3 devono essere lavorate. La sequenza più corretta prevede la lavorazione della 3 seguita dalla lavorazione della 1. In caso contrario, un errore di lavorazione della 1 potrebbe non permetterebbe un'esecuzione corretta della 3, nel rispetto anche della tolleranza più ristretta, dato che non si deve lavorare la 2.
- *Esigenze tecnologiche*: tre esempi di questo tipo sono riportati nella figura 9-62c. Nel caso dei due fori di diverso diametro e precisione intersecantesi, è preferibile eseguire per primo il foro di minor diametro e maggior precisione: infatti, in caso contrario, la punta di piccolo diametro, incontrando in modo asimmetrico una discontinuità costituita dall'altro foro, potrebbe deviare dalla sua direzione e la precisione del foro non sarebbe garantita. Nel caso di un foro A che interseca un altro foro B filettato, la filettatura dovrebbe essere eseguita dopo l'esecuzione del foro A, in quanto, in caso contrario, l'esecuzione del foro A potrebbe danneggiare la filettatura. Nel caso infine di un foro B con asse inclinato, è preferibile eseguire per prima la fresatura delle superfici A, in modo da evitare deviazioni indesiderate della punta, specie se di piccolo diametro.

9-7-6 Scelta degli utensili

La scelta degli utensili è anch'esso un fattore importante nella stesura del ciclo di lavorazione: da esso infatti dipende la qualità e l'economicità della produzione.

Scegliere un utensile idoneo al tipo di macchina impiegata e alla superficie da realizzare significa determinare esattamente la *geometria di taglio*, il *materiale* del tagliente, la *forma* dello stelo o del portautensile.

La *geometria di taglio*, assieme ai parametri di lavorazione, governa il processo di formazione del truciolo e quindi deve essere scelta in modo da soddisfare esigenze di carattere tecnologico ed economico. Fondamentalmente dipende da: materiale del pezzo, materiale dell'utensile, tipo di lavorazione (finitura, sgrossatura, ecc.), geometria del pezzo, condizioni di lavoro e stabilità della lavorazione.

La scelta del *materiale* del tagliente è realizzata sulla base delle caratteristiche meccaniche del materiale da lavorare, delle condizioni di lavoro (taglio interrotto, taglio su crosta di fusione, presenza di fluido lubro-refrigerante, ecc.) e dei parametri di taglio adottati.

La *forma* e le *dimensioni* del portautensile e dello stelo dipendono,

Fig. 9-62 Esempi di precedenze tra operazioni elementari: *a*) precedenza di tipo economico, *b*) precedenza di tipo dimensionale, *c*) precedenza di tipo tecnologico.

viceversa, dalla geometria delle superfici da lavorare, dal valore della forza di taglio e dalla macchina utensile impiegata.

Nella scelta dell'utensile e del materiale del tagliente subentrano anche problematiche di carattere economico (costo del portautensile e della placchetta, costo di allestimento e di *pre-setting* dell'utensile) e di disponibilità degli utensili in magazzino con valutazione della possibilità di nuovi acquisti.

La scelta di un utensile viene quasi sempre effettuata sulla base di quelli disponibili sul mercato, a meno che non sia strettamente indi-

ISBN 88-408-1028-5

spensabile ed economicamente giustificato progettare e produrre utensili specifici. Ogni costruttore di utensili mette a disposizione del cliente, oltre alla sua esperienza, cataloghi, software e informazioni tecniche sufficienti per una scelta corretta. Il caso sicuramente più complesso di scelta è quello relativo a operazioni di tornitura: infatti, nonostante la relativa semplicità di questi utensili, la combinazione dei possibili parametri in gioco e il numero elevato di varianti prodotte da ogni costruttore, rende questa scelta non banale. Il metodo suggerito per effettuare razionalmente questa scelta da un catalogo è illustrato qui di seguito (fig. 9-63), ricordando che, in tornitura, occorre scegliere sia l'inserto sia il portautensile, ovviamente compatibili tra loro.

- Scelta degli *angoli del profilo*: gli angoli ψ e ψ' vengono scelti in modo che l'utensile abbia, in ogni zona del pezzo che deve lavorare, degli angoli di registrazione positivi e pari ad almeno 3°.
- Scelta del *materiale* dell'inserto: questa scelta è fatta, tra i materiali consigliati dal costruttore, in funzione del materiale del pezzo e del tipo di operazione che si desidera eseguire, distinguendo cioè, qualitativamente, tra una sgrossatura pesante, una sgrossatura leggera, una finitura, ecc. Eventualmente è opportuno ritornare su questo punto della scelta dopo avere selezionato i parametri di taglio.
- Scelta della *forma* dell'inserto: tale scelta viene effettuata tenendo conto degli angoli del profilo ammissibili già determinati e delle forme disponibili nel catalogo, per il materiale selezionato, seguendo il principio della massima robustezza dell'utensile, cioè dell'angolo ε massimo.
- Scelta della *geometria* dell'inserto: con questo termine si intende la forma del petto dell'utensile, cioè le caratteristiche del rompitruciolo e il valore dell'angolo γ. Anche in questo caso ci si basa sui diagrammi di controllo del truciolo forniti dal costruttore.
- Scelta delle *dimensioni* dell'inserto (lato e spessore): viene fatta sulla base della massima profondità di passata che si intende usare (pertanto conviene ritornare su questo punto dopo avere scelto i parametri di taglio) e dell'eventuale presenza di situazioni di collisione con altre superfici lavorate. Occorre comunque considerare l'aumento del costo dell'inserto con l'aumentare delle dimensioni. Lo spessore è in genere conseguenza della scelta delle dimensioni del lato.
- Scelta del *raggio di raccordo* tra i taglienti: se si tratta di operazione di finitura la scelta dipende dalla rugosità desiderata e dall'avanzamento, secondo le formule riportate nel paragrafo 8-3-9; se si tratta di sgrossatura si cerca di scegliere il valore massimo tra quelli disponibili a catalogo per l'inserto di materiale, dimensione e geometria scelti, per ragioni di resistenza meccanica della punta, tenendo comunque presente il rischio di vibrazioni per valori troppo elevati del raggio. I valori più usati in questo caso sono 1,2 e 1,6 mm.
- Scelta del *portautensile*: il portautensile, oltre a essere compatibile con l'inserto scelto, deve a questo punto garantire che non si superino gli angoli ψ e ψ' massimi ammissibili. Inoltre la sezione resistente del portainserti deve essere adatta al tipo di operazione

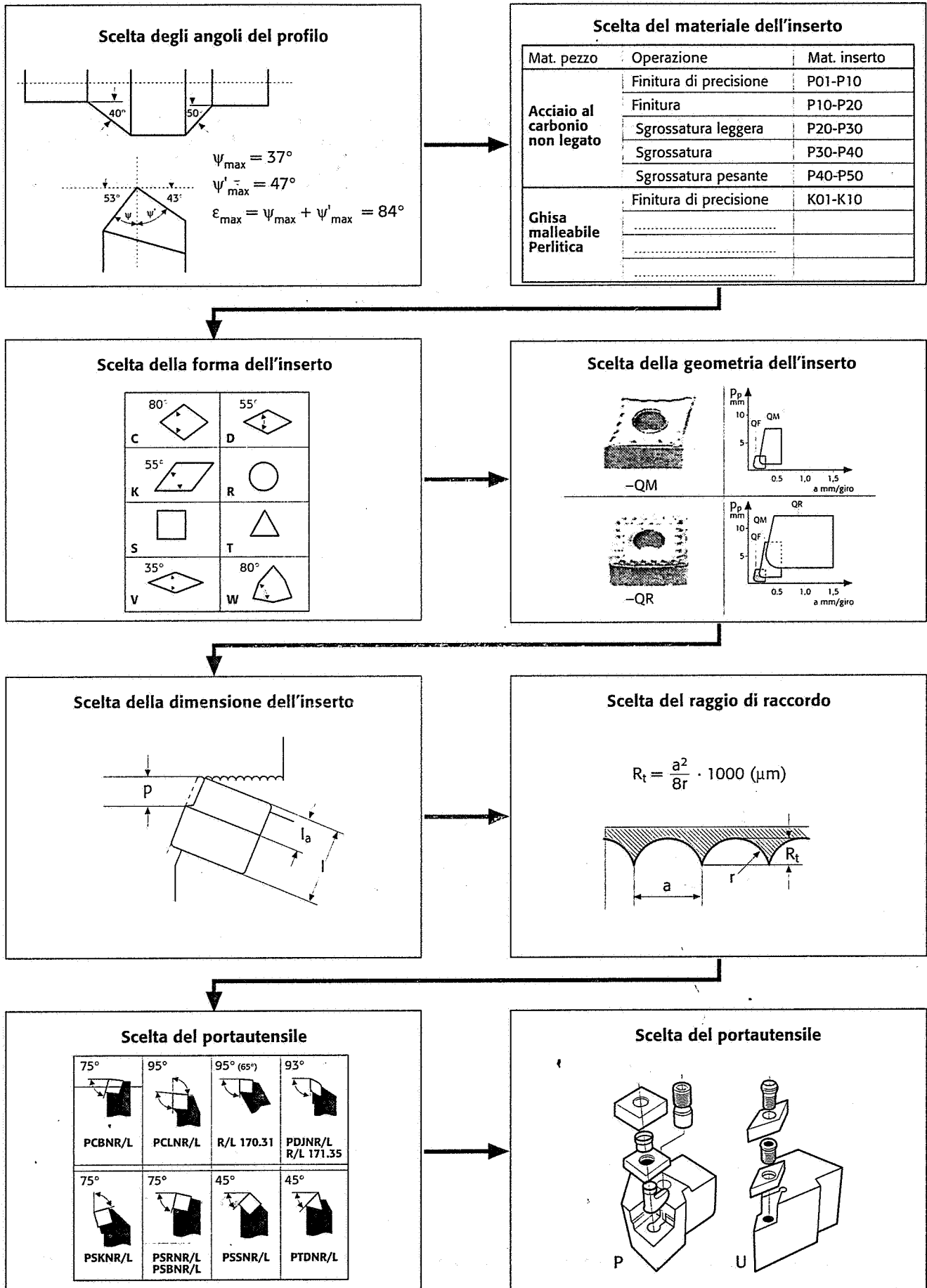



Fig. 9-63 Metodologia di scelta di un utensile per tornitura.

ISBN 88-408-1028-5

in termini di rigidezza flessionale e di problemi di ingombro. Il tipo di bloccaggio si sceglie sulla base delle considerazioni esposte nel paragrafo 8-1-8.

9-7-7 Scelta dei parametri di taglio

Un'idonea scelta dei parametri di taglio (*velocità di taglio*, *avanzamento* e *profondità di passata*) consente di ottimizzare le varie operazioni previste nel ciclo. Come già illustrato nel paragrafo 8.8, il problema dell'ottimizzazione economica può essere ricondotto all'impostazione di un'espressione analitica del *costo* di lavorazione e alla ricerca del suo valore minimo, in corrispondenza del quale è possibile identificare la combinazione ottimale dei parametri di taglio. Se si adotta il regime *produttivo*, è invece necessario impostare l'espressione del *tempo* di lavorazione e calcolare, in corrispondenza del suo valore minimo, i parametri ottimali di taglio.

In generale la scelta dei parametri di taglio è legata strettamente ai seguenti aspetti: durata del tagliente, materiale dell'utensile, materiale del pezzo, condizioni di taglio, geometria dell'utensile, stabilità della lavorazione, vibrazioni, sovrametalli da asportare. Qualunque sia la strategia di scelta dei parametri, occorre verificare che non siano superati i *limiti tecnologici* e in particolare: insorgenza di vibrazioni, eccessive deformazioni del pezzo e dell'utensile, massima rugosità ammissibile, problemi di controllo del truciolo, massima potenza disponibile al mandrino, massima velocità angolare del mandrino e massimo avanzamento disponibile. Esistono anche dei limiti *inferiori*, in particolare per quanto riguarda la velocità di taglio (tagliente di riporto) e l'avanzamento (rifiuto del tagliente).

Le fonti di informazione principalmente usate per questa scelta sono i dati forniti dai produttori di utensili o quelli disponibili in basi dati accessibili per via telematica.

Un esempio di strategia di scelta adatta a un'operazione di *sgrossatura al tornio* è la seguente, illustrata anche nella *flow chart* della figura 9-64.

- Si sceglie prima di tutto la profondità di passata, ponendola inizialmente uguale allo spessore del soprametallo da asportare. Qualora detto valore superi i limiti legati all'insorgenza di vibrazioni o alla lunghezza del tagliente, si adotta una valore di profondità di passata pari alla metà del soprametallo (cioè si usano due passate invece di una sola).
- Si sceglie l'avanzamento massimo consentito dai limiti tecnologici superiori: eccessiva velocità di usura dell'utensile, deformazione del pezzo pari alla tolleranza ammessa sul diametro, massima rugosità ammessa in sgrossatura, massima deformazione ammissibile sullo stelo dell'utensile, possibilità di controllo truciolo, avanzamento massimo consentito dal raggio di raccordo tra i taglienti.
- Si sceglie la velocità di taglio corrispondente alla durata di minimo costo o massima produttività o comunque compresa tra le due, come illustrato al paragrafo 8.8, purché inferiore a quella consentita dalla massima velocità angolare disponibile per il mandrino o da motivi di stabilità del pezzo sull'attrezzatura. A questo punto si valuta se la combinazione dei parametri scelti causa un assorbimento di potenza di taglio superiore a quello disponibile al man-

drino della macchina. Se ciò accade, occorre diminuire i valori dei parametri scelti con quest'ordine: avanzamento, velocità di taglio, profondità di passata. Infatti, spesso, limitate riduzioni dei primi due parametri possono permettere l'operazione, mentre la riduzione della profondità di passata comporta un numero di passate maggiore quindi aumento più sensibile dei tempi.

Se l'operazione è una finitura al tornio, la profondità di passata è generalmente compresa tra 0,1 e 1 mm, l'avanzamento viene scelto tenendo unicamente conto della rugosità desiderata (anche in funzione del raggio di raccordo tra i taglienti, vedi paragrafo 8-3-9, e dei problemi di rottura del truciolo), la velocità di taglio viene scelta come nel caso di sgrossatura. Il controllo sulla potenza non è in genere necessario in questo caso, dati i bassi valori di avanzamento e profondità di passata.

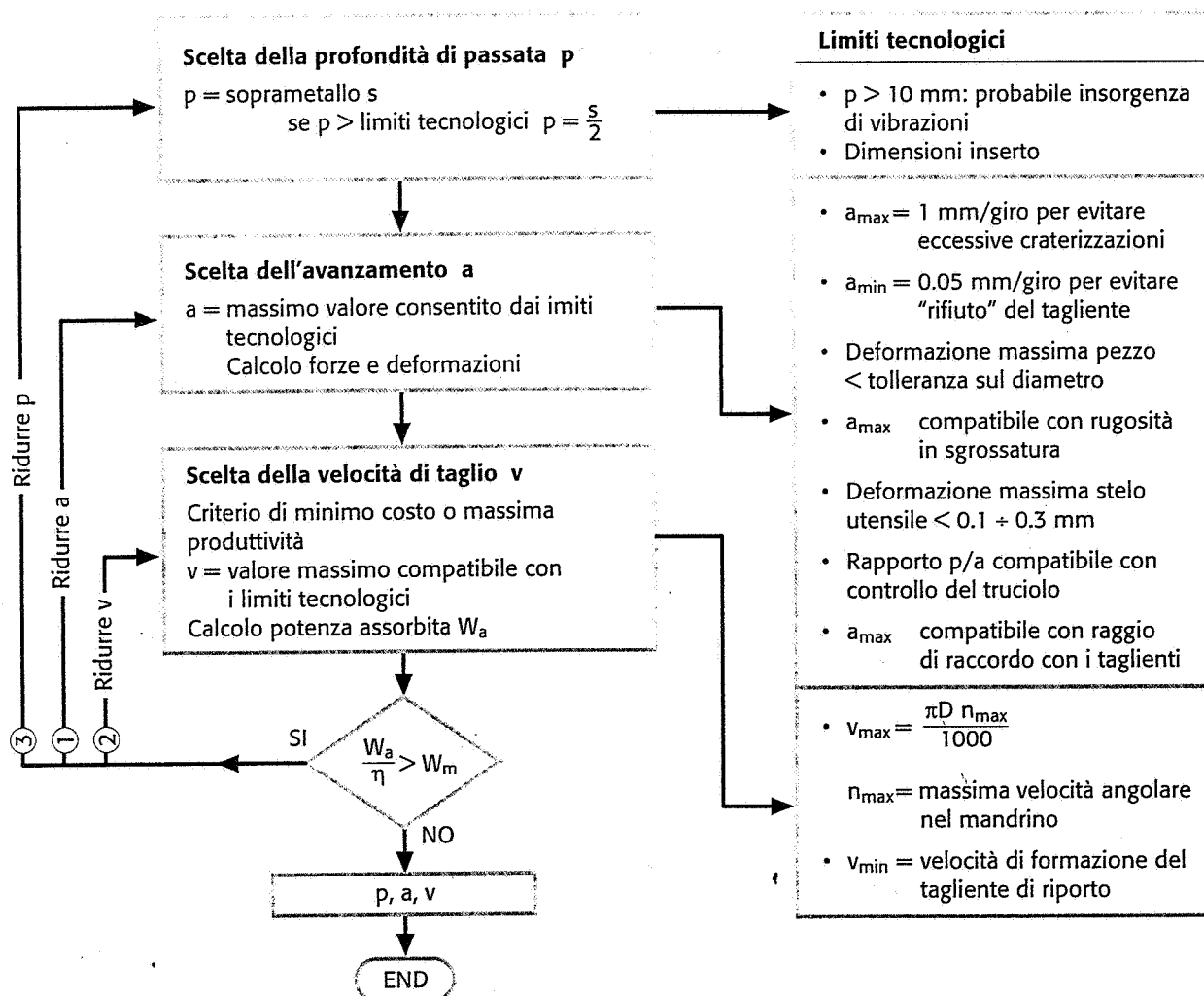



Fig. 9-64 Esempio di strategia per la scelta dei parametri di taglio in una operazione di tornitura (sgrossatura). W_a = potenza assorbita al mandrino, W_m: potenza della macchina, η = rendimento

ISBN 88-408-1028-5

9-7-8 Scelta delle attrezzature

9-7-8a Individuazione delle superfici di riferimento e di bloccaggio del pezzo

La scelta o progetto di un'attrezzatura si basa su un'analisi accurata delle superfici del pezzo e delle lavorazioni da realizzare in ogni fase e sottofase, della precisione dimensionale e delle tolleranze, al fine di individuare quelle superfici o quegli enti geometrici attraverso i quali sia possibile *riferire* il pezzo nello spazio di lavoro della macchina e di *bloccarlo* in posizione stabile e senza deformazioni durante la lavorazione (in mancanza di queste superfici, in fase di progetto devono essere previste borchie, orecchiette, alette o altre forme similari adatte a tale scopo). Queste infatti sono le due principali funzioni svolte da ogni attrezzatura.

Il principio su cui si basa il progetto di un'attrezzatura è quello del *posizionamento isostatico*. È noto che la posizione di un corpo nello spazio (in questo caso lo spazio di lavoro di una macchina utensile, definito da una terna *XYZ*) è esprimibile con 6 parametri, tre traslazioni e tre rotazioni (fig. 9-65) cioè il pezzo ha sei gradi di libertà. Il principio consiste nell'eliminare questi 6 gradi di libertà con il *minimo numero indispensabile* di punti di contatto tra pezzo e attrezzatura. È facilmente dimostrabile che questo numero è sei e il principio si chiama anche *principio dei 6 punti*. Con riferimento all'esempio della figura 9-66, i tre punti di appoggio 1, 2 e 3 tolgono al pezzo tre gradi di libertà lasciandolo libero di assumere qualunque posizione sul piano di appoggio, l'aggiunta dei due punti 4 e 5, lascia solamente un grado di libertà al pezzo, cioè la traslazione lungo l'asse *y*. Questo ultimo grado di libertà viene eliminato dalla presenza dell'ultimo punto 6 di contatto.

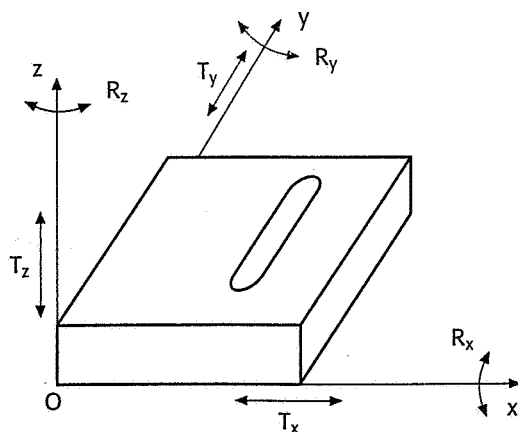



Fig. 9-65 Gradi di libertà di un corpo nello spazio. T_x, T_y, T_z: traslazioni. R_x, R_y, R_z: rotazioni.

Pertanto, fatta questa premessa, si introducono le seguenti definizioni:

a) *Superfici di riferimento* (SR): sono le superfici del pezzo dove sono localizzati i 6 punti, che entrano cioè in contatto con gli elementi dell'attrezzatura che materializzano i punti di contatto. Devono essere scelte sufficientemente ampie da garantire un appoggio sicuro e devono, per quanto possibile, coincidere con i riferimenti di quotatura (par. 9-8-2).

b) *Superfici di partenza* (SP): sono superfici del greggio di partenza che svolgono la funzione di superfici di riferimento, in genere durante la prima sotto-fase destinata a realizzare le superfici di riferimento vere e proprie.

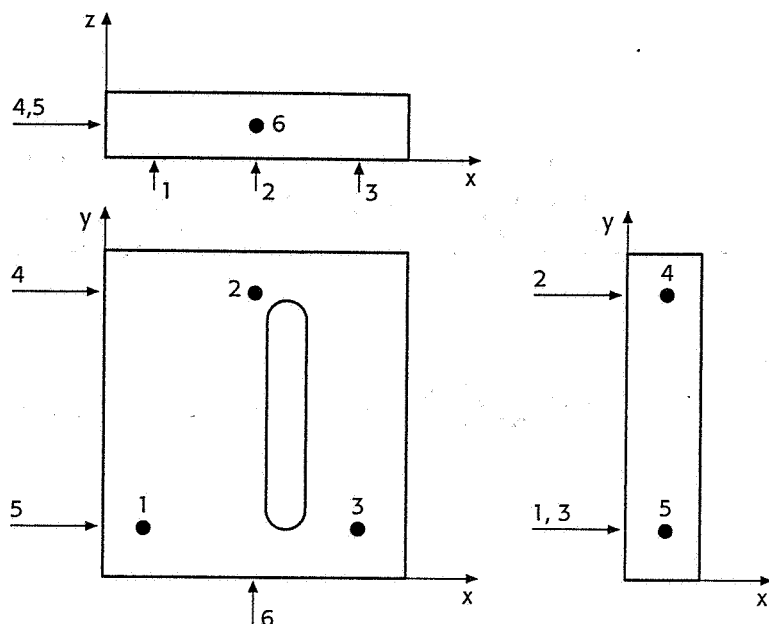



Fig. 9-66 Principio del posizionamento isostatico (o dei 6 punti)

c) *Superfici di appoggio* (SA): sono quelle superfici attraverso le quali si scaricano le sollecitazioni generate dalle forze di taglio. Sono scelte in modo da evitare deformazioni del pezzo durante la lavorazione e possono coincidere con le superfici di riferimento.

d) *Superfici di bloccaggio* (SB): sono quelle superfici sulle quali agiscono i dispositivi di bloccaggio dell'attrezzatura, che impediscono al pezzo di muoversi durante la lavorazione e lo obbligano a rimanere in contatto con le superfici di riferimento. In alcuni casi esse coincidono con le superfici di riferimento.

I seguenti esempi chiariscono questi concetti in alcuni casi tipici:

- la figura 9-67 riporta un esempio di semplice attrezzatura per l'esecuzione della fresatura sul pezzo prismatico. Nella figura sono indicate le tre superfici di riferimento e quella di bloccaggio. Sono indicati anche i dispositivi usati (*puntalini*) per l'appoggio corretto del pezzo sui 6 punti.

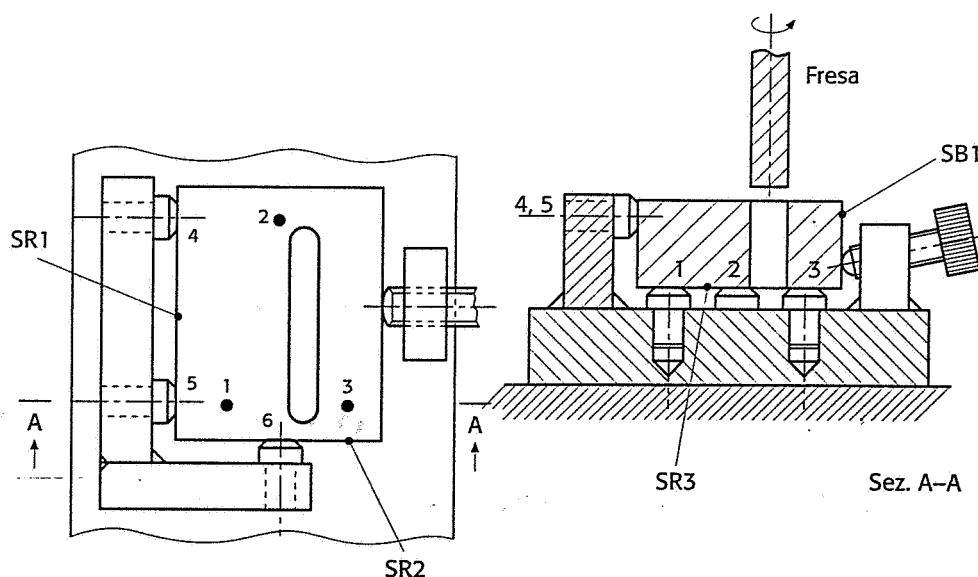



Fig. 9-67 Esempio semplificato di attrezzatura per fresatura del pezzo riportato nella figura 9-66. SR1, SR2, SR3: superfici di riferimento, SB1: superfici di bloccaggio. 1, 2, 3, 4, 5, 6: puntalini.

ISBN 88-408-1028-5

- La figura 9-68 illustra il caso in cui il pezzo cilindrico già tornito e già fresato debba essere posizionato su una macchina utensile per l'esecuzione del foro. Il posizionamento dell'asse del pezzo parallelo al piano di appoggio può essere ottenuto utilizzando la superficie cilindrica tornita come superficie di riferimento: su di essa si possono immaginare localizzati 4 punti in corrispondenza delle zone di contatto con i blocchetti a V. Occorre anche una delle due superfici di base del cilindro e su di essa si può immaginare il quinto punto. Infine, dato che esiste una ben precisa relazione geometrica tra l'asse del foro e la superficie fresata, occorre utilizzare tale superficie come riferimento (su di essa si trova il sesto punto) ed eliminare il grado di libertà alla rotazione del pezzo intorno al proprio asse.

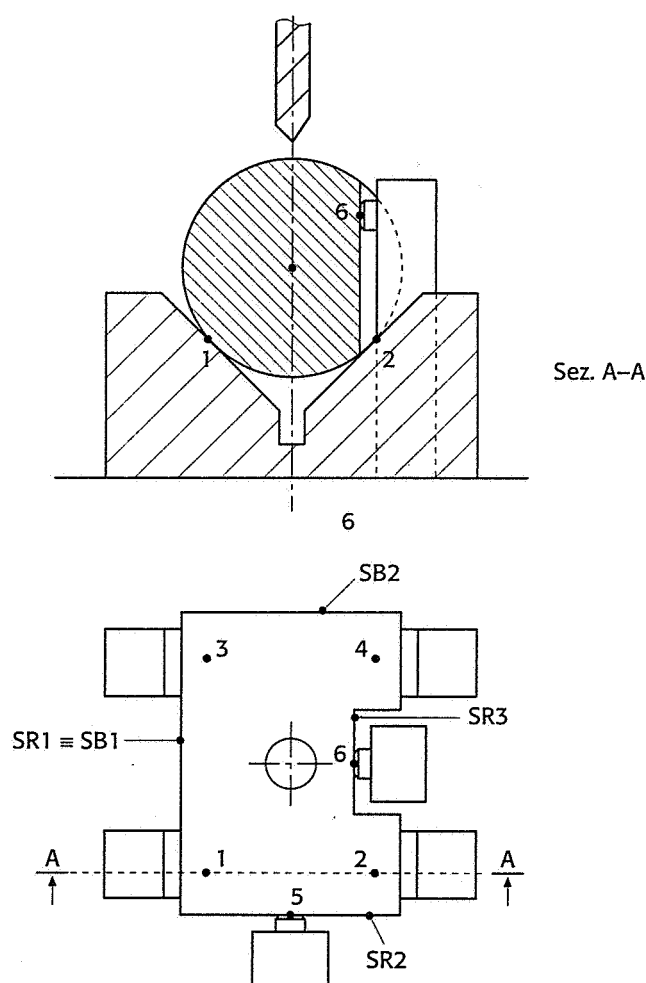



Fig. 9-68 Esempio semplificato di attrezzatura per l'esecuzione di un foro. SR1, SR2, SR3: superfici di riferimento. SB1, SB2: superfici di bloccaggio (i dispositivi di bloccaggio sono stati omessi).

- Nel montaggio di un pezzo a sbalzo sul tornio, si usa spesso come attrezzatura la *piattaforma autocentrante* (cap. 10). Con riferimento alla figura 9-69, le superfici di riferimento sono quella cilindrica esterna (o di partenza se il pezzo è grezzo), sulla quale possono immaginarsi localizzati i due punti 4 e 5, e quella di base sulla quale sono localizzati gli altri 3 punti 1, 2 e 3. Tali superfici sono in contatto con i morsetti dell'autocentrante. In questo caso la superficie cilindrica esterna è anche di bloccaggio. Si noti che in questo tipo di lavorazione non è richiesto un posizionamento angolare del pezzo, per cui il pezzo ha ancora un grado di libertà e quindi il sesto punto manca.

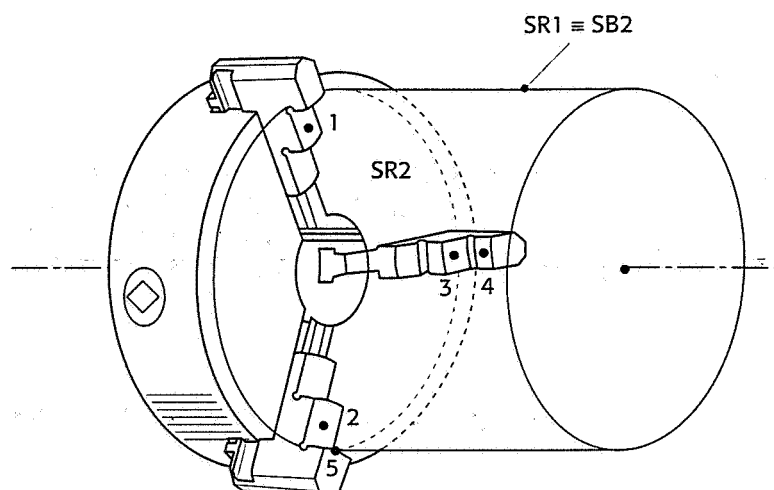



Fig. 9-69 Montaggio di un pezzo cilindrico su piattaforma autocentrante. SR1, SR2: superfici di riferimento; SB1: superficie di bloccaggio.

- Nel montaggio di un pezzo tra *punta e contropunta* su un tornio (cap. 10), le superfici di riferimento sono costituite dai due fori conici e su di essi si trovano i cinque punti necessari e sufficienti (il sesto non è richiesto per gli stessi motivi del caso precedente).

Nella prima fase o sottofase di un ciclo di lavorazione, generalmente si creano le superfici di riferimento, onde evitare che, nelle fasi successive il posizionamento venga fatto su superfici grezze con rischio di errori.

Si consideri, ad esempio, lo spezzone di barra illustrato in figura 9-70, da sottoporre a lavorazioni di tornitura. Nella prima sottofase si afferra il pezzo grezzo sulla superficie di partenza SP1 e si crea la superficie riferimento SR1, successivamente, nella seconda sottofase si capovolge il pezzo e, sempre afferrandolo sulla SP1, si crea la superficie di riferimento SR2. Tutte le successive lavorazioni, eseguite nella terza sottofase, prevedono quindi come superfici di riferimento la SR1 e la SR2, in contatto con le quali andranno la punta e la contropunta.

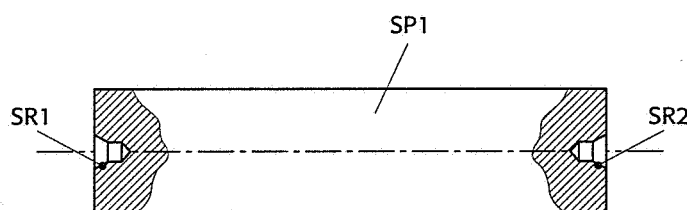



Fig. 9-70 Creazione delle superfici di riferimento SR1 e SR2 nelle prime sottofasi di un ciclo.

La scelta delle superfici di riferimento dipende anche dalla presenza di tolleranze dimensionali o di forma che legano due o più superfici.

Si consideri ad esempio l'elemento illustrato in figura 9-71; si tratta di un pezzo assial-simmetrico le cui superfici possono essere interamente lavorate per tornitura.

Si distinguono i seguenti due casi:

a) *assenza* della tolleranza di concentricità tra le superfici 2 e 6;
b) *presenza* della tolleranza di concentricità tra le superfici 2 e 6.

a) In questo caso, per lavorare le superfici è necessario realizzare due piazzamenti del pezzo (supponendo di partire da un greggio di

ISBN 88-408-1028-5

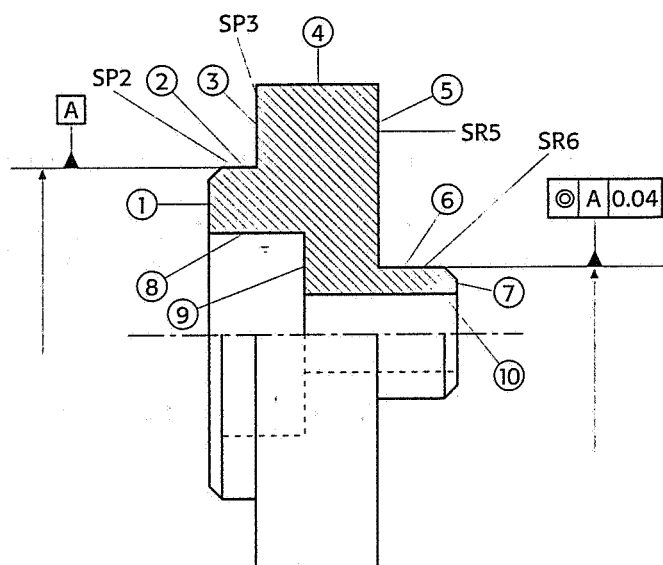



Fig. 9-71 Designazione delle superfici di un elemento per il quale sono richieste lavorazioni di tornitura.

fusione con sovrametallo pressoché costante). Un possibile ciclo di lavorazione può essere impostato utilizzando quale superficie di partenza la SP2, sulla quale avviene il riferimento e bloccaggio con i morsetti dell'autocentrante del tornio, e la SP3. Con questo primo posizionamento è quindi possibile lavorare le superfici esterne dalla 4 alla 7. Il secondo posizionamento può essere ottenuto utilizzando come riferimento la superficie piana 5 (SR5) e la superficie lavorata 6 (SR6). Ciò consente di completare la lavorazione del pezzo, e in particolare le superfici interne 8, 9 e 10 e le superfici esterne 1, 2 e 3.

b) L'introduzione della tolleranza di concentricità tra le superfici 2 e 6 impone l'adozione di particolari accorgimenti tali da assicurare il rispetto di questo vincolo geometrico. Questi possono essere di diversa natura, da valutare di caso in caso in funzione della precisione richiesta e della posizione reciproca delle superfici interessate: per esempio l'uso di morsetti teneri, l'uso di spine di tornitura, l'afferraggio del pezzo che consenta di lavorare le due superfici con un unico piazzamento. Lo scopo è quello di evitare che le due superfici siano lavorate in due sottofasi distinte, nelle quali il riposizionamento del pezzo non garantisce con sufficiente accuratezza la coincidenza dell'asse di rotazione, a causa delle imperfezioni presenti nel bloccaggio del pezzo con i morsetti del dispositivo autocentrante. È quindi necessario adoperare *morsetti teneri* (cap. 10) che, opportunamente torniti, assicurino un bloccaggio più stabile e un riferimento più accurato; oppure, nel caso in cui la tolleranza di forma sia particolarmente precisa, occorre lavorare le sue superfici con il medesimo piazzamento. Quest'ultima condizione può essere ottenuta lavorando per prime le superfici interne, che diventano così le superfici di riferimento per le successive lavorazioni. Queste consentono, infatti, di inserire una *spina* di tornitura (cap. 10) opportunamente conformata che, afferrata tra punta e contropunta del tornio, permette di lavorare tutte le superfici esterne con un unico piazzamento, assicurando così il legame geometrico di concentricità richiesto.

9-7-8b Le attrezzature

Le attrezzature sono fondamentalmente di due tipi:

a) *Attrezzature standard*: tipo piattaforme autocentranti, morse, contropunte, divisori, staffe, blocchetti a V, ecc., normalmente a corredo delle varie macchine utensili (cap. 10). Queste sono per lo più utilizzate quando sia necessario riferire e bloccare pezzi con forme e lavorazioni particolarmente semplici (elementi assial-simmetrici, elementi prismatici, ecc.) oppure, se possibile, anche nel caso di forme più complesse dove sia richiesto un basso costo complessivo dell'attrezzatura (produzioni di pochi esemplari),

b) *Attrezzature speciali*: realizzate espressamente per la lavorazione di un determinato tipo di pezzo e spesso automatizzate per ridurre i tempi di montaggio e smontaggio. Il loro uso deve prevedere generalmente la realizzazione di accurate superfici di riferimento, tali da garantire un'efficace ripetibilità delle lavorazioni richieste. L'uso delle attrezzature speciali è comunque giustificato solo quando non sia possibile utilizzare nessun tipo di attrezzatura standard, oppure quando la quantità di pezzi da lavorare ne giustifica la realizzazione e il costo elevato.

Alcuni esempi di attrezzature appositamente realizzate per la lavorazione di un elemento sono riportate dalla figura 9-72 alla figura 9-76. In particolare, in figura 9-73 è illustrata un'attrezzatura per lavorazioni di foratura, dove il pezzo viene montato sull'albero spina e bloccato tramite il dado e la rosetta; il riferimento è quindi ottenuto tramite lo stesso albero spina (part. 8), la piastra porta-albero (part. 2) e il puntalino registrabile (part. 14). Sul basamento dell'attrezzatura sono inoltre montate due boccole di guida per operazioni di foratura, una fissa di diametro più grande (part. 5) e una mobile intercambiabile di diametro inferiore (part. 17 e 18).

Le caratteristiche fondamentali che devono essere ottenute nel progetto di un'attrezzatura sono quindi: capacità di riferire il pezzo sulla macchina con minimi errori, capacità di bloccarlo saldamente permettendo allo stesso tempo l'esecuzione delle lavorazioni, facilità di caricare e scaricare il pezzo, anche attraverso dispositivi automatici, senza richiedere operazioni di aggiustaggio.

Sono state introdotte anche le cosiddette attrezzature *modulari*. Si tratta di elementi componibili che, opportunamente combinati tra loro, consentono di realizzare sistemi di bloccaggio e di riferimento anche particolarmente complessi. I vantaggi nell'uso di questi sistemi possono essere individuati in: minor costo, le attrezzature possono essere smontate a fine lavorazione e utilizzate per altre applicazioni; maggior flessibilità, cambiando pochi elementi è possibile adattare un'attrezzatura alla lavorazione di pezzi appartenenti a una famiglia. Un esempio è riportato nella figura 9-77.

9-7-9 Scelta delle procedure di controllo

La verifica delle quote lavorate è un aspetto di fondamentale importanza in un qualsiasi processo produttivo. Per qualunque superficie lavorata devono essere verificate le sue dimensioni e la sua posizione rispetto all'ente geometrico preso per riferimento. Se, inoltre, nel

ISBN 88-408-1028-5

N°	ELEMENTO	Q.tà	Materiale	Dimensioni
19	Vite di serraggio	1		45 UNI 238
18	Boccola ∅ 20	1	C10 UI	48 barra
17	Boccola ∅ 19	1	C10 UI	48 barra
16	Vite di registro	1	Fe 420	32 barra
15	Dado	1		2 UNI 207
14	Vite di registro	1		45 UNI 2388
13	Dado	1		6 UNI 205
12	Rosetta aperta	1	C40 UI	46 barra
11	Copiglia	1		40 UNI 1336
10	Dado	1		0 UNI 205
9	Rosetta	1		UNI 1734
8	Albero spina	1	C10 UI	48 × 128
7	Spina di collegamento	1	C40 UI	14 UNI 1709
6	Piede	8	C20 UNI	18 barra
5	Boccola fissa	2	C10 UI	48 barra
4	Spina di riferimento	2	Fe 500 UI	45 UNI 1909
3	Vite di serraggio	4		40 UNI 183
2	Piastra porta albero-spina	1	C10 UI	× 72 × 172
1	Basamento a U	1	C10 UI	× 176 × 115

Complessivo ATTREZZATURA (I) DI FORATURA

Gruppo

Sottogruppo

DATA

UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI PISA

Rep.

Scala

A2

Fig. 9-73 Attrezzatura di foratura utilizzata durante il ciclo di lavor "scatola di regolazione".

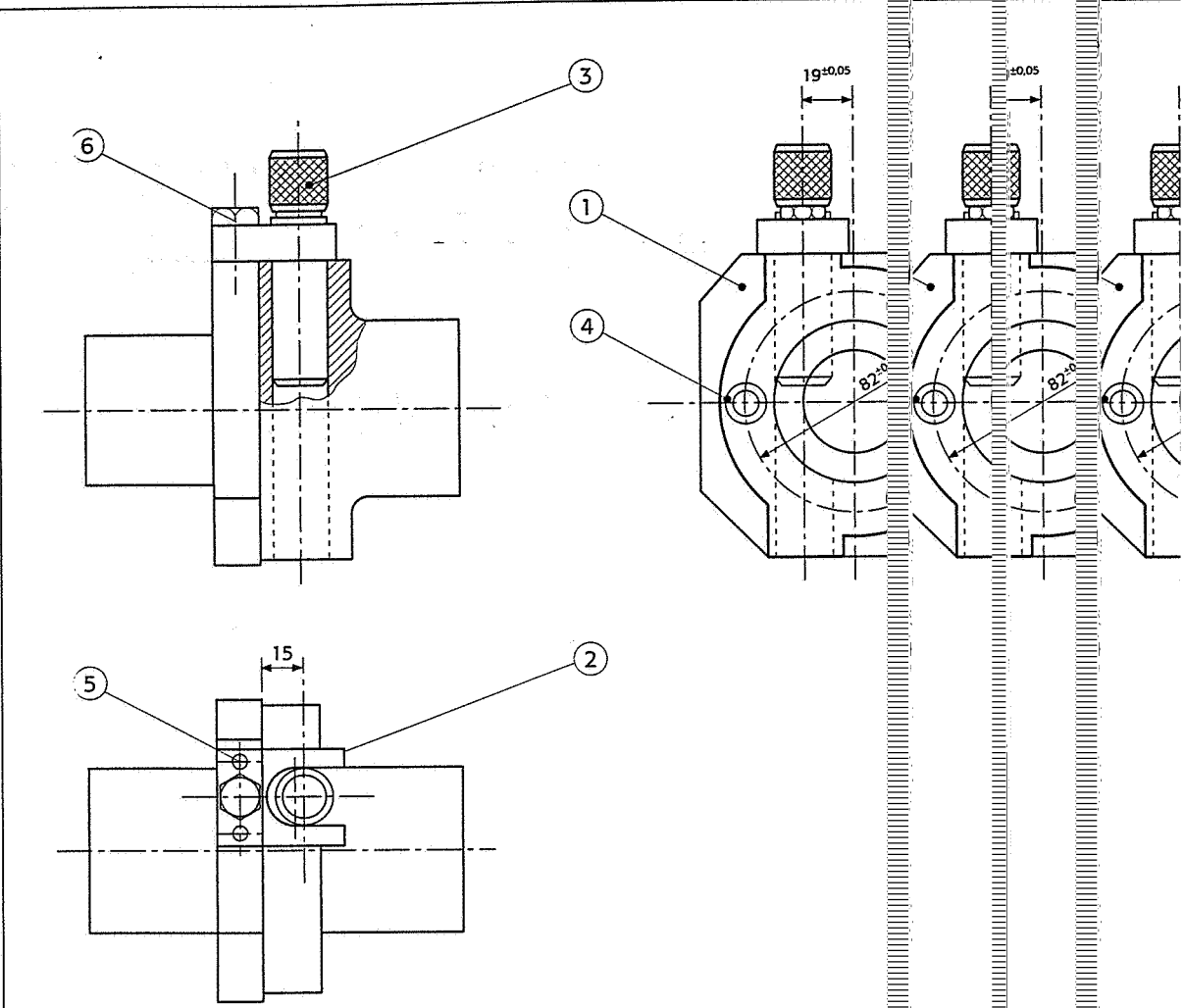
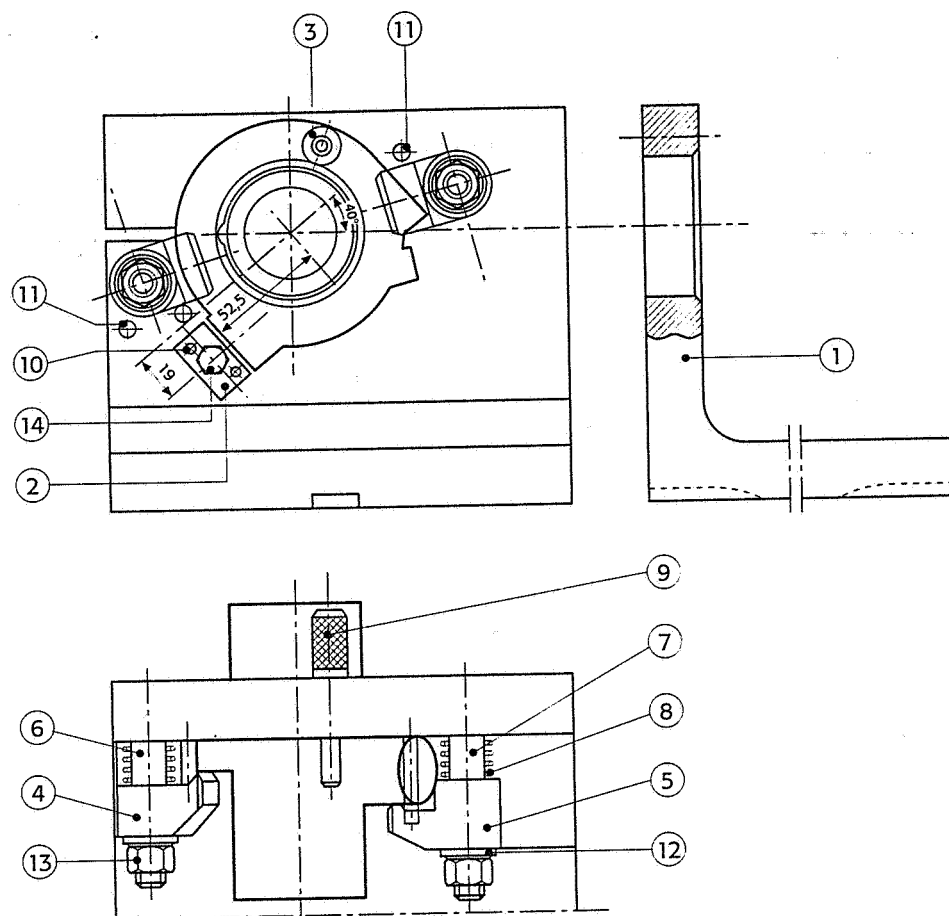
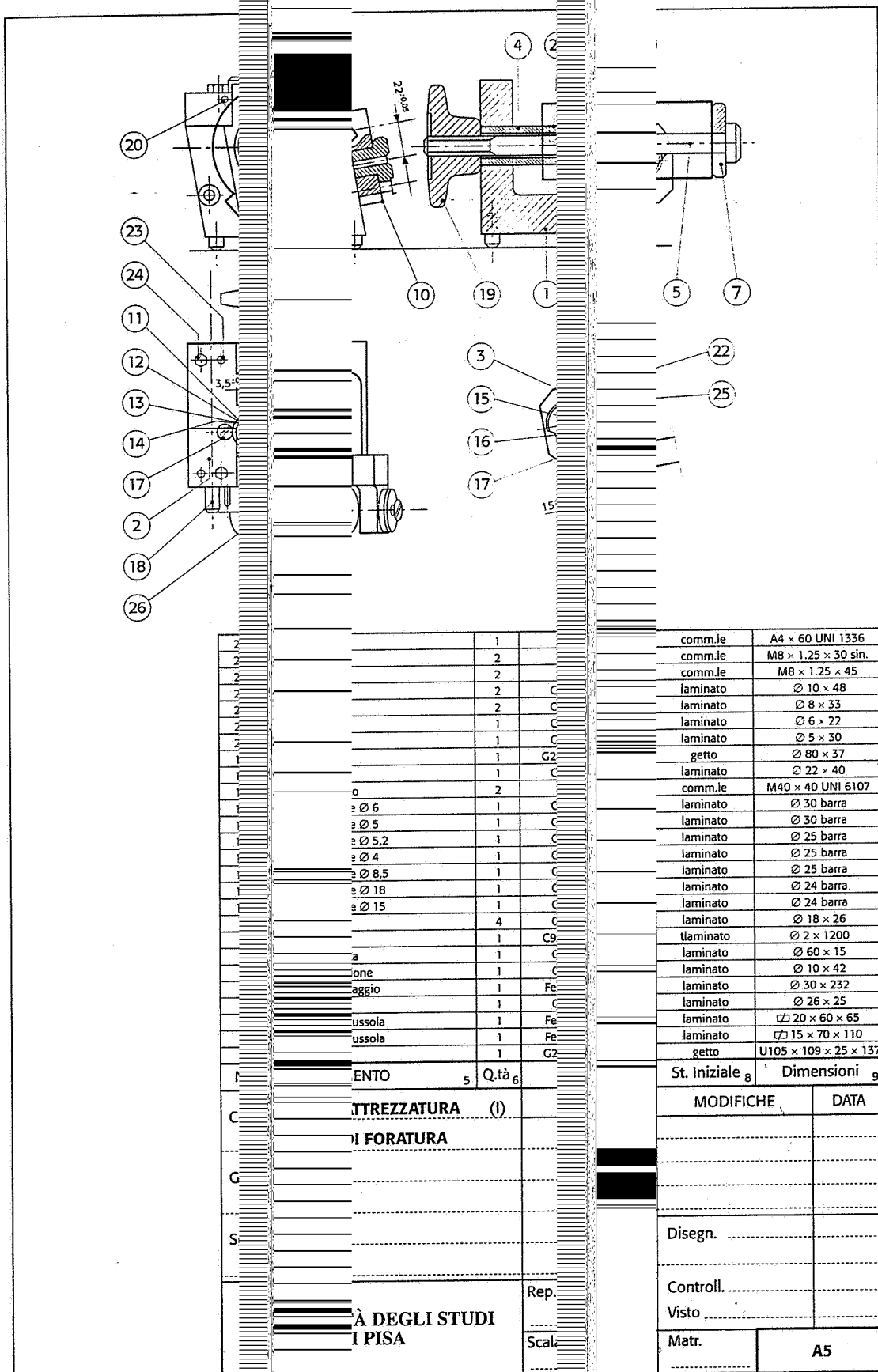
BN 88-408-1028-5

N°	ELEMENTO	Q.tà		
6	Vite di serraggio	1	–	comm.
5	Spina	2	C40 UNI 5332	lamina[illegible] 5332
4	Boccola fissa	3	C10 UNI 5331	lamina[illegible] 5331
3	Perno	1	C10 UNI 5331	lamina[illegible] 5331
2	Guida per perno	1	Fe 420 UNI 5334	lamina[illegible] 5334
1	Piastra di sostegno	1	Fe 420 UNI 5334	lamina[illegible] 5334

Fig. 9-74 Maschera di foratura impiegata nel ciclo di lavorazione dell'elemento "scatola di regolazione".

ISBN 88-408-1028-5

14	Vite di registro	1	–	comm.le	6 × 25 UNI 183
13	Dado	2	–	comm.le	12 UNI 205
12	Rosetta	2	–	comm.le	13 UNI 1734
11	Spina	3	C40 UNI 5332	laminato	Ø 10 × 60
10	Spina	2	C40 UNI 5332	comm.le	Ø 5 × 90
9	Perno	1	C10 UNI 5331	comm.le	Ø 18 × 82
8	Molla	2	C90 UNI 3545-68	traf.	Ø 2 × 400
7	Bullone di serraggio	1	Fe 420 UNI 5334	laminato	Ø 18 × 87
6	Bullone di serraggio	1	Fe 420 UNI 5334	laminato	Ø 18 × 95
5	Ganascia	1	Fe 420 UNI 5334	laminato	⊏ 35 × 30 × 52
4	Ganascia	1	Fe 420 UNI 5334	laminato	/ 30 × 45
3	Boccola di guida	1	C10 UNI 5331	laminato.	Ø 16 barra
2	Battuta	1	Fe 360 UNI 5334	laminato	/ 15 × 20 × 34
1	Squadra d'appoggio	1	G25 UNI 5007-69	getto	U203 × 175 × 28 × 203
N°	ELEMENTO 5	Q.tà 6	Materiale 7	St. Iniziale 8	Dimensioni 9

Complessivo ATTREZZATURA (I) DI FRESATURA	N° A4	MODIFICHE	DATA
Gruppo			
Sottogruppo		Disegn.	
		Controll.	
UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI PISA	Rep. O.M.U.	Visto	
	Scala 1 : 2,5	Matr.	A2

Fig. 9-75 Attrezzatura di fresatura impiegata nel ciclo di lavorazione dell'elemento "scatola di regolazione".

ISBN 88-408-1028-5

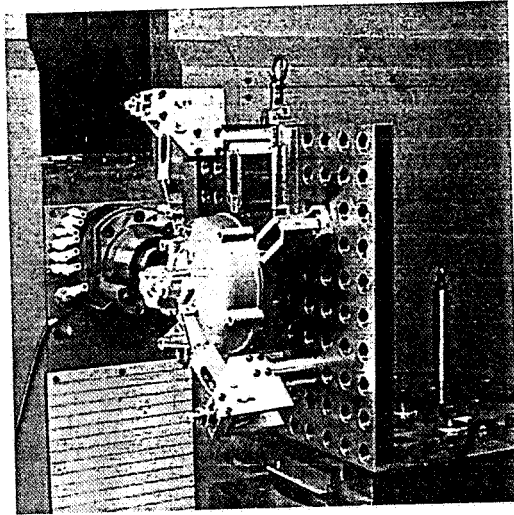



Fig. 9-77 Esempio di attrezzatura modulare montata sul pallet di un centro di lavoro a controllo numerico.

disegno costruttivo sono riportate indicazioni circa la qualità superficiale o le tolleranze dimensionali o di forma, queste devono essere controllate con idonei strumenti.

Nel ciclo di lavorazione devono quindi essere specificate le procedure di controllo delle superfici lavorate e gli strumenti da utilizzare.

La scelta, frutto di considerazioni economiche e di difficoltà tecniche di misura, è tra *strumenti manuali* (calibri a corsoio, micrometri, comparatori, ecc.), o *strumenti speciali* (vere e proprie attrezzature di misura realizzate espressamente per ogni pezzo e dotate di comparatori meccanici o elettronici), oppure *macchine di misura a controllo numerico*, molto più flessibili e versatili (vedi cap.10).

9-7-10 Calcolo dei tempi e dei costi

Come già osservato, il calcolo dei tempi di lavorazione e dei costi di produzione influenza direttamente o indirettamente tutte le scelte che devono essere intraprese per completare la pianificazione del ciclo di fabbricazione. L'analisi di questi due parametri permette, infatti, di scegliere il ciclo migliore tra più soluzioni alternative, di individuare le macchine e le attrezzature da utilizzare, e di selezionare la combinazione ottimale dei parametri di taglio.

I tempi necessari all'esecuzione di un ciclo di lavorazione, che devono essere calcolati durante la stesura del ciclo, possono essere classificati in: tempi attivi, tempi passivi e tempi di preparazione.

I *tempi attivi* (detti anche tempi effettivi di lavorazione o di taglio) sono i tempi durante i quali avviene il movimento relativo tra utensile e pezzo per ottenere l'asportazione del truciolo e sono quindi funzione della velocità di taglio, dell'avanzamento e della lunghezza della superficie da lavorare.

I *tempi passivi* sono viceversa quei tempi del ciclo nei quali non avviene la lavorazione. Essi sono necessari per lo svolgimento di operazioni quali montaggio e smontaggio degli utensili o del pezzo sull'attrezzatura, manovre sui comandi macchina, controlli, avvicinamento e allontanamento dell'utensile dalla superficie lavorata, avviamento e arresto della macchina.

I *tempi di preparazione* (da conteggiare per ciascuna fase) sono costituiti dai tempi necessari alla preparazione della macchina utensile, al prelievo dal magazzino di utensili e strumenti di controllo, e

ISBN 88-408-1028-5

all'eventuale interpretazione del foglio di ciclo da parte dell'operatore.

I tempi attivi sono facilmente deducibili dalla conoscenza dei parametri di taglio e dall'estensione della superficie da lavorare.

Per le lavorazioni di *tornitura* e *foratura*, il tempo attivo è calcolato con la seguente formula (fig. 9-78*a*/*b*):

$$t = \frac{L + e}{a \cdot n} \text{ (min)} \tag{9-32}$$

dove L è la lunghezza della superficie o la profondità del foro in mm, $e = e_i + e_u$ è l'extracorsa in mm all'inizio e alla fine della lavorazione, a è l'avanzamento in mm/giro e n è la velocità di rotazione del mandrino in giri/min.

Per le lavorazioni di *fresatura*, il tempo attivo è calcolato con la seguente formula (fig. 9-78*c*):

$$t = \frac{L' + e}{V_a} \text{ (min)} \tag{9-33}$$

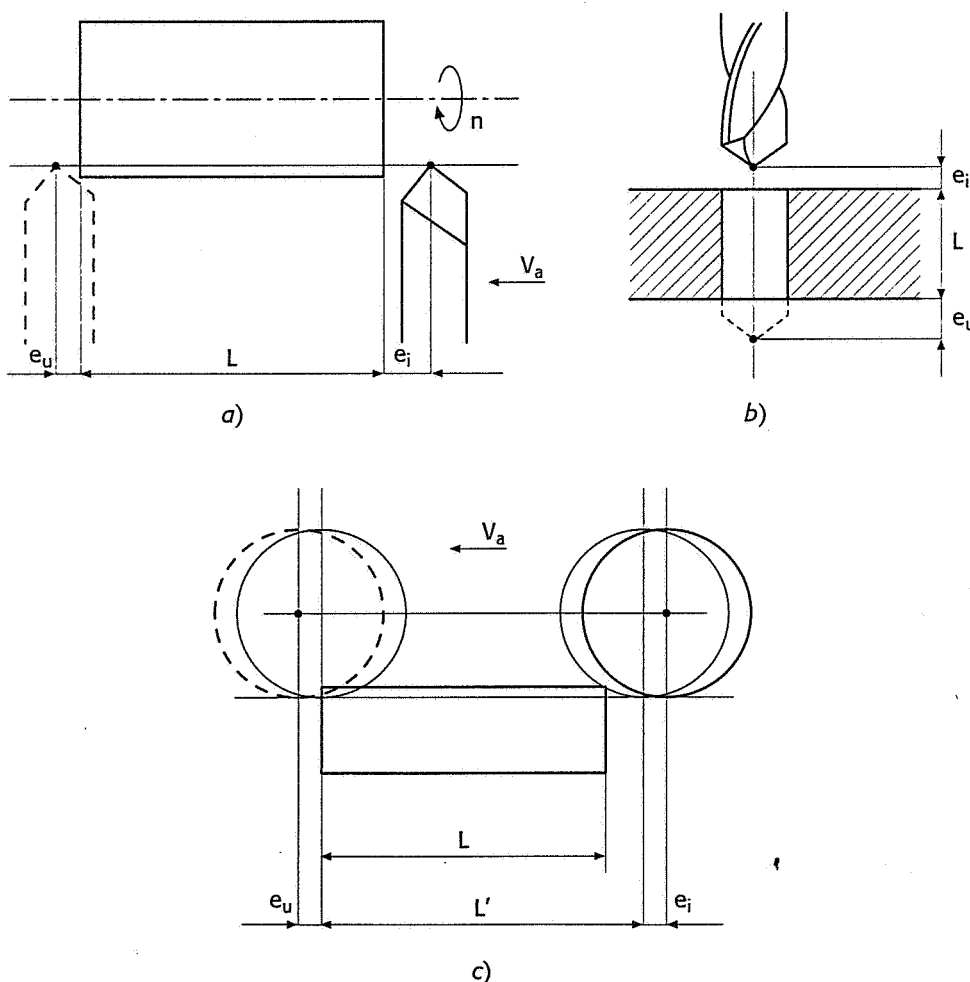



Fig. 9-78 Calcolo dei tempi attivi per lavorazioni di tornitura *a*), foratura *b*) e fresatura *c*).

dove L' rappresenta la corsa in mm dell'asse della fresa necessaria per compiere la fresatura di lunghezza L e V_a la velocità di avanzamento in mm/min.

Il calcolo dei tempi passivi e di preparazione richiede viceversa metodi di rilevamento diretto o di preventivazione attraverso l'analisi dei movimenti elementari compiuti dall'operatore (metodo MTM:

methods and time measurement = misurazione dei tempi e dei metodi). In particolare, la preventivazione dei tempi di lavorazione consiste nel confrontare l'operazione da analizzare con altre standardizzate per le quali sia già previsto il relativo tempo normale di esecuzione. La prima operazione da compiere è quindi quella di scindere l'intera attività operativa in una certa sequenza di azioni e di movimenti che siano assimilabili a quelli definiti da tabelle di tempi standard. Nelle tabelle 9-15, 9-16 e 9-17 sono riportati, a titolo di esempio, alcuni tempi standard calcolati per alcune operazioni realizzate su un tornio.

Il calcolo del *costo di lavorazione* deve tenere conto di numerosi fattori che interessano direttamente o indirettamente le varie fasi necessarie alla realizzazione di un elemento meccanico. Questi sono essenzialmente: costo della manodopera, ammortamenti, costo della forza motrice, dei materiali di consumo, delle attrezzature, della manutenzione, degli utensili e delle operazioni di affilatura, e la quota parte delle spese generali dell'azienda. Un metodo per poter calcolare il costo di lavorazione di un elemento meccanico è riportato nel Capitolo 8, a cui si rimanda per una più dettagliata descrizione.

Tab. 9-15 Tempi di preparazione macchina in tornitura.

Attrezzature	Azione	Tempo standard (min)
Piattaforma autocentrante	Montare	0,6
	Smontare	0,6
	Regolare apertura	0,1
Piattaforma a 4 morsetti indipendenti	Montare	2,1
	Smontare	2,1
	Regolare 1 morsetto	0,3
Piattaforma a *plateau*	Montare	0,9
	Smontare	0,9
	Montare 1 staffa + 1 bullone	0,9
	Montare contrappeso	1,1
Menabrida	Montare	0,4
	Smontare	0,4
Contropunta-Punta	Montare nel mandrino	0,5
	Montare sulla controtesta	0,4
Lunetta fissa	Montare	0,6
	Smontare	0 6
	Regolare	1,2
Lunetta mobile	Montare	0,6
	Smontare	0,6
	Regolare	0,9

9-7-11 I fogli di lavorazione

L'atto finale del processo fino ad ora descritto è la stesura dei fogli di lavorazione. Tutte le informazioni necessarie a una corretta esecuzione delle lavorazioni sono riportate su appositi stampati, in modo che possano essere facilmente interpretati dall'operatore addetto alla produzione.

ISBN 88-408-1028-5

Attı	Azione	Tempo standard (min)
Piatante	Montare e smontare di sbalzo	0,2
	Centrare ∅ 30÷70	0,3
	Centrare ∅ 70÷120	0,5
Piatante e cc	Montare e smontare	0,4
Piatetti indi	Montare e smontare di sbalzo	0,4
	Centrare grossolanamente	1,1
	Centrare con comparatore	3,3
Piat ind. e cc	Montare e smontare	0,5
Piat ind. e cc	Montare e smontare	0,7
Pun	Montare e smontare	0,2
Brid	Montare e smontare sul pezzo	0,6

Tab. 9-16 Tempi passivi per montaggio e smontaggio dei pezzi su tornio.

Uteı	Azione	Tempo standard (min)
Port	Montare e smontare su torretta a serraggio rapido	0,1
Uteı	Montare e smontare su torretta o portautensili	0,5
Port	Montare e smontare su controtesta	0,4
Port	Regolare altezza su torretta a serraggio rapido	0,2
Uteı	Regolare altezza su torretta	0,5
Carr	Orientare normalmente Orientare con precisione	0,5 2,7

Tab. 9-17 Tempi passivi per il montaggio e smontaggio utensili su tornio.

I fo¡one rappresentano il documento riassuntivo della seqᴐerazioni da effettuare per trasformare l'elemento grego finito.

] il ciclo preveda l'utilizzo di una macchina utensile a conto, è necessario inoltre provvedere alla traduzione delle operazioni in un linguaggio intelleggibile dall'unità di macchina.

Ui foglio di lavorazione contenente le indicazioni rela ciclo è illustrato in figura 9-79 (*foglio di ciclo*). In partcumento richiede l'inserimento dei seguenti dati:

- ezzo da lavorare con evidenziate, tramite un'indicica, le superfici da lavorare e quelle utilizzate come partenza;
- essivo delle fasi di lavorazione (la numerazione è di sa di 10 in 10, allo scopo di permettere l'inserimento termedia senza alterare la numerazione stessa);

9. LE LAVOR
Attrezzo | Piattafor | Piattafor e contro | Piattafor indipend | Piattafor e contro | Piattafor e contro | Punta e c | Brida
Utensili- | Portauter | Utensile | Portapun | Portauter | Utensile | Carrello
I fogli d sequenz greggio Nel controllo della sec tà di gov Un relative particola
diseg cazio rifer num solit di ur
522

- designazione delle fasi, delle sotto-fasi e indicazione operazioni elementari, con riferimento alla numeto superfici;
- indicazione del reparto nel quale è eseguita la singolu
- designazione della macchina utensile prescelta e por bile (tornio parallelo, rettificatrice, ecc.);
- schizzo relativo a ciascuna fase di lavorazione con inea superfici lavorate;
- attrezzature necessarie;
- indicazione dei tempi suddivisi in: tempo di preparap lotto di produzione, tempi attivi e passivi per ciascuiv tempo totale di produzione;
- indicazione delle superfici di riferimento o di partentc na operazione.

In figura 9-80 è inoltre riportato un esempio di foglio ap necessario per descrivere la successione particolareggiaar zioni nell'ambito di ciascuna fase di lavorazione (*foglra* compilazione di questo foglio prevede l'inserimento dei ser

- materiale del pezzo;
- stato iniziale, caratteristiche meccaniche e dimensione to greggio;
- numero progressivo di fase;
- simbolo progressivo di sotto-fase (convenzionalmentem una lettera dell'alfabeto);
- schizzo di lavorazione, dove è schematicamente rati superficie lavorata, l'utensile impiegato e la loro poso ca per una o più operazioni elementari;
- numero progressivo e denominazione dell'operazionedel
- indicazione degli utensili impiegati per ciascuna cer mentare. Deve essere riportata la codifica unificatafi la sigla del materiale del tagliente; se l'utensile no l commercialmente disponibile, generalmente si allm costruttivo dello stesso;
- indicazione dell'attrezzatura impiegata (piattaforma te, morsa parallela, ecc.); se si tratta di un'attrezzadi mente realizzata, si allega il disegno costruttivo dellos
- apparecchiature di controllo impiegate (calibro a e metro, ecc.);
- dati di taglio relativi a ciascuna operazione elemea massima sviluppata dal motore della macchina, potn dal processo di taglio, rendimento della macchina ut r di taglio, velocità di rotazione del mandrino, profondr numero di passate, avanzamento.

ISBN 88-408-1028-5

UNIV. DEGLI STUDI DI PISA	**Ciclo di lavorazione elemento** (MATR. N° ....)				RIFERIMENTI 3 Dis. N. .... (11) Distinta base N. .... 2 Matricola N.		Compil. .... Controll. .... Visto				Data	Foglio
DESIGNAZIONE SUPERFICI	FASI		Reparto	Tipo di macchina kW	SCHIZZO DI LAVORAZIONE	Attrezzature	COMP. TEMPI			Superficie di riferimento (o provvis.o di partenza)	NOTE	
	N.	Descrizione	18	20		23	Tempo prep. per lotto 35		Totale tempo unitario lavorativo 37			
							Tempo passivo	Tempo attivo 37				

Fig. 9-79 Esempio di foglio di ciclo.

UNIV. DEGLI STUDI DI PISA	Fasi di lavorazione elemento (MATR. N° ....)	RIFERIMENTI 3 Dis. N. .... (11) Distinta base N. .... 2 Matricola N.	Compil. .... Controll. .... Visto	Data	Foglio

Meterie prime		Materiale .... 8 Stato .... Caratteristiche .... 9 Dimensioni					TAGLIO				NOTE
							Hp_m (kW)	Hp_{ass} (kW)	V (m/min) 28	n (g/min) 29	
Fasi	S. fasi	SCHIZZO DI LAVORAZIONE	n°	OPERAZIONI	Utensili 24	Attrezzature 23	Controllo 19	η	p (mm) 31	n° pass 33	a (mm/g) 33

Fig. 9-80 Esempio di foglio di fase.

ISBN 88-408-1028-5

9-7-12 Esempio di ciclo di lavorazione

Si supponga di dover fabbricare 500 esemplari dell'elemento rappresentato in figura 2.8, nell'ambito di un reparto produttivo dotato di un parco macchine di tipo tradizionale. Gli elementi greggi sono ottenuti per fusione in forma transitoria e il materiale è una ghisa grigia.

Un'analisi delle caratteristiche geometriche e tecnologiche dell'elemento finito (precisioni dimensionali e qualità superficiali) consente di individuare i gruppi di superfici da lavorare nelle singole fasi, i processi di lavorazione e le macchine utensili.

Come illustrato nei *fogli di ciclo* (fig. 9-81*a*/*b*), le fasi necessarie alla corretta lavorazione dell'elemento prevedono:

Fase 10: eliminazione delle bave derivanti dal processo di fusione, taglio del canale di colata e della materozza.

Fase 20: tornitura delle superfici assial-simmetriche esterne e interne e realizzazione dei necessari riferimenti per le successive lavorazioni.

Fase 30: allargatura e alesatura del foro trasversale di diametro ϕ20 H7, ed esecuzione dei 3 fori disposti equidistanti sul collare. Queste lavorazioni realizzano le superfici di riferimento per le successive fasi di lavorazione.

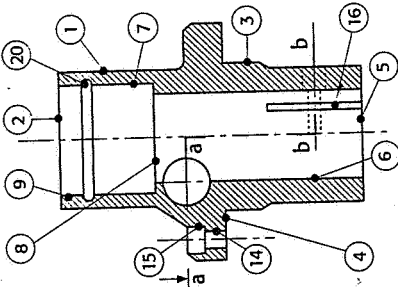
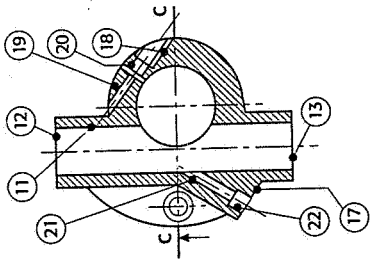
Fase 40: fresatura dell'intaglio.

Fase 50: foratura e maschiatura dei fori filettati M5 e M6.

Nella figura 9-82 sono illustrati i *fogli di fase* dell'intero ciclo, nei quali è dettagliatamente descritta la sequenza delle operazioni elementari per trasformare il pezzo greggio in elemento finito.

L'impostazione della fase di tornitura è influenzata dalla presenza della tolleranza di parallelismo tra le superfici 2 e 4: una prima sotto-fase prevede l'afferraggio del pezzo su una piattaforma autocentrante con morsetti duri per la creazione dei riferimenti per la successiva sotto-fase (lavorazione della superficie 1 e sgrossatura della 2). Nella seconda sotto-fase, il pezzo viene ribaltato e afferrato su morsetti teneri torniti allo stesso diametro della superficie 1, allo scopo di garantire un corretto allineamento del pezzo e lavorare così le superfici sia esterne che interne poste all'altra estremità. Il pezzo viene nuovamente ribaltato e montato, sempre su morsetti teneri, per completare le lavorazioni interne e per finire la superficie 2. Ciò assicura un'accurata perpendicolarità tra la superficie interna 6 e la stessa superficie 2, utile nell'ultima sotto-fase di tornitura nella quale viene montata la spina illustrata in figura 9-72 che garantisce l'allineamento tra l'asse del tornio e la superficie interna 6 (e quindi anche la perpendicolarità con la 2). Con questo piazzamento viene quindi finita la superficie 4, ottenendo la tolleranza di parallelismo richiesta.

La successiva fase di foratura prevede due sotto-fasi e l'utilizzo di 2 distinte attrezzature: la prima (fig. 9-73) permette l'allargatura e l'alesatura del foro e la lamatura delle superfici 12 e 13, utilizzando come riferimento la SR6; la seconda (fig. 9-74) consente la foratura e la lamatura dei fori 14, utilizzando come riferimento la SR3 e la SR4.

La fresatura dell'intaglio 16 è ottenuta montando il pezzo sull'attrezzatura illustrata in figura 9-75 e utilizzando quali superfici di riferimento la SR3 e la SR4, ottenute durante la fase di tornitura, e la SR14, ottenuta nella precedente fase di foratura.

ISBN 88-408-1028-5

UNIV. DEGLI STUDI DI PISA

Ciclo di lavorazione elemento (MATR. N° 1) SCATOLA DI REGOLAZIONE

RIFERIMENTI: ³ Dis. N. 0.1.1.1 — ⁽¹¹⁾ Distinta base N. .... — ² Matricola N. ....

Compil. .... Controll. .... Visto .... | Data | Foglio 1 di 2

DESIGNAZIONE SUPERFICI	N.	Descrizione	Reparto 18	Tipo di macchina kW 20	SCHIZZO DI LAVORAZIONE	Attrezzature 23	COMP. TEMPI: Tempo prep. per lotto 35 / Tempo passivo / Tempo attivo 37	Totale tempo unitario lavorativo 37	Superficie di riferimento (o provvis.o di partenza)	NOTE
Sez. c–c	10	SBAVATURA					25'		SP3	NOTA 1: SUPERFICIE DI PARTENZA: SP3: SUP. (3) SP4: SUP. (4)
	20	TORNITURA	O.M.U.	TORNIO PARALLELO 3 kW		PIATTAFORMA AUTOCENTRANTE GRIFFE DURE E DOLCI SPINA				
	a	SGROSSATURA (2) CILINDRATURA (1)					18,8' / 3,0'	21,8'	SP4	
	b	SFACCIATURA (5) SGROSSATURA (4) SGROSSATURA (3) SGROSSATURA (6)							SR1 SR2	SUPERFICI DI RIFERIMENTO: SR1: SUP. (1) SR2 SUP. (2) SP3: SUP. (3) SP4: SUP. (4) SP6: SUP. (6) SP14: SUP. (14)
	c	ALESATURA (7) SFACCIATURA (8) FINITURA (2) ALESATURA (6) ESECUZIONE GOLA (10) FILETTATURA (9)							SR3 SR4	
	d	FINITURA (3) FINITURA (4)							SR6 SR2	
Sez. a–b	30	FORATURA	O.M.U.	TRAPANO A COLONNA 1.2 kW		ATTREZZATURA SPECIALE	20'			
	a	FORATURA (11) ALESATURA (11) LAMATURA (12) e (13)					67' / 20'	8,7'	SR6	
	b	FORATURA (14) LAMATURA (15)							SR3 SR4	

Fig. 9-81a Fogli di ciclo dell'elemento "scatola di regolazione" (fig. 2.8)

ISBN 88-408-1028-5

UNIV. DEGLI STUDI DI PISA	**Ciclo di lavorazione elemento** (MATR. N° 1) SCATOLA DI REGOLAZIONE	RIFERIMENTI [3] Dis. N. 0.1.1.1 [(11)] Distinta base N. [2] Matricola N.	Compil. .... Controll. Visto	Data	Foglio 2 di 2

DESIGNAZIONE SUPERFICI	N.	FASI Descrizione	Reparto 18	Tipo di macchina kw 20	SCHIZZO DI LAVORAZIONE	Attrezzature 23	COMP. TEMPI Tempo prep. per lotto 35 — Tempo passivo / Tempo attivo 37	Totale tempo unitario lavorativo 37	Superficie di riferimento (o provvis.o di partenza)	NOTE
VEDERE FOGLIO 1		FRESATURA	O.M.U.	FRESATRICE 3 kW	(16)	ATTREZZATURA SPECIALE	25′		SR3 SR4 SR14	
	40	FRESATURA (16)					2,9′ / 2,8′	5,7′		
		FORATURA	O.M.U.	TRAPANO A COLONNA 1.2 kW	(17) (22) (21) (18) (20) (19)	ATTREZZATURA SPECIALE	20′		SR3 SR4 SR14	
	50	SPIANATURA (18) FORATURA (19) ALLARGATURA (20) MASCHIATURA (19) SPIANATURA (17) FORATURA (21) MASCHIATURA (22)					5,1′ / 0,7′	5,8′		

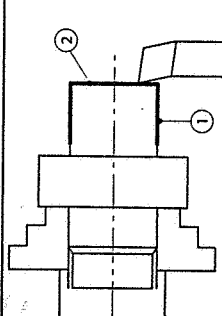
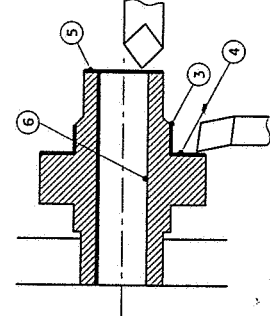
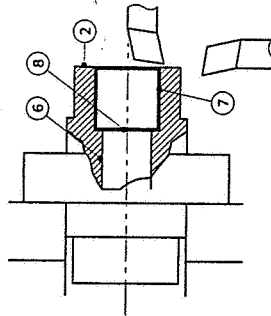



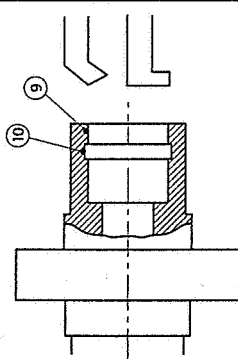
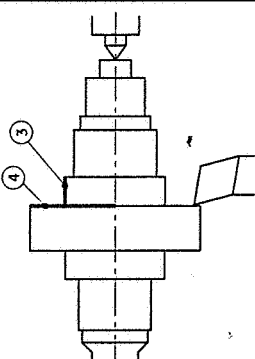
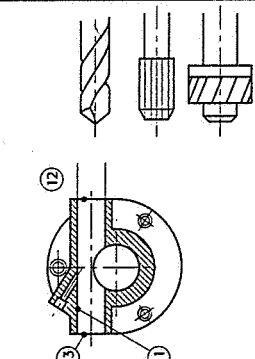
Fig. 9-81b.

ISBN 88-408-1028-5

UNIV. DEGLI STUDI DI PISA	Fasi di lavorazione elemento (MATR. N° 1) SCATOLA DI REGOLAZIONE	RIFERIMENTI: [3] Dis. N. 0.1.1.1 — [(11)] Distinta base N. — [2] Matricola N.	Compil. — Controll. — Visto	Data	Foglio 1 di 4

Meterie prime: Materiale G20 UNI 5007 — [8] Stato GETTO — Caratteristiche Rm = 200 N/mm² — [9] Dimensioni

Fasi	S. fasi	n°	OPERAZIONI	Utensili 24	Attrezzature 23	Controllo 19	TAGLIO: Hp_m (kW) / η	Hp_{ass} (kW) / p (mm) 31	v (m/min) 28 / n° pass 33	n (g/min) 29 / a (mm/g) 33	NOTE
20	a	1	IN AUTOCENTRANTE CON MORSETTI DURI SU Ø 60, SPIANARE FACCIA ② A 54.5 DAL COLLARE	PCLNR2525M12 CNMG120408 K20	Piattaforma autocentrante con morsetti duri	Calibro a corsoio	3 / 0,8	1,68 / 1,25	70 / 2	360 / 0,7	
		2	CILINDRARE LA ① A Ø 58 PER UNA LUNGHEZZA DI 40 PER PRESA AUTOCENTRANTE	PCLNR2525M12 CNMG120408 K20			3 / 0,8	1,64 / 1	70 / 2	360 / 0,7	
	b	1	IN AUTOCENTRANTE CON MORSETTI DOLCI SU Ø 58, SPIANARE FACCIA ⑤	PSBNR2525M12 SNMG120408 K20	Piattaforma autocentrante con morsetti dolci	Calibro a corsoio	3 / 0,8	1,90 / 1,5	66 / 2	360 / 0,7	
		2	SGROSSARE LA FACCIA ④ E CILINDRARE LA ③ A Ø 60,5	PCLNR2525M12 CNMG120408 K20			3 / 0,8	1,68 / 1,25	70 / 2	360 / 0,7	
		3	SGROSSARE IL FORO ⑥ A Ø 37,5	S25T5CLCR12 CNMG120408 K20			3 / 0,8	1,53 / 1,25	64 / 2	360 / 0,7	
	c	1	GIRARE IL PEZZO IN MORSETTI DOLCI SU Ø 60, E ALESARE LA ⑦ E SPIANARE LA ⑧	S25T5CLCR12 CNMG120408 K10	Piattaforma autocentrante con morsetti dolci	Calibro a corsoio	3 / 0,8	0,52 / 0,5	190 / 4	1320 / 0,2	
		2	FINIRE LA FACCIA ②	PSBNR2525M12 SNMG120408 K10		Calibro Ø 38 H6 UNI 1207-17	3 / 0,8	0,58 / 0,5	212 / 1	1090 / 0,2	
		3	ALESARE LA ⑥ Ø 38 H6	S25T5CLCR12 CNMG120408 K10			3 / 0,8	0,25 / 0,25	179 / 1	1500 / 0,2	

Fig. 9-82a Fogli di fase dell'elemento "scatola di regolazione" (fig. 2.8)

ISBN 88-408-1028-5

UNIV. DEGLI STUDI DI PISA	Fasi di lavorazione elemento (MATR. N° 1) SCATOLA DI REGOLAZIONE	RIFERIMENTI [3] Dis. N. 0.1.1.1 [(11)] Distinta base N. [2] Matricola N.	Compil. Controll. Visto	Data	Foglio 2 di 4

Meterie prime: Materiale G20 UNI 5007 [8] Stato GETTO Caratteristiche Rm = 200 N/mm² [9] Dimensioni

Fasi	S. fasi	SCHIZZO DI LAVORAZIONE	n°	OPERAZIONI	Utensili 24	Attrezzature 23	Controllo 19	TAGLIO Hp_m (kW) / η	Hp_{ass} (kW) / p (mm) 31	v (m/min) 28 / n° pass 33	n (g/min) 29 / a (mm/g) 33	NOTE
20	c		1	ESEGUIRE LA GOLA DI SCARICO ⑩	UTENSILE P8 UNI 4255 X80WCo 1810 KU UNI 2955	Piattaforma autocentrante con morsetti duri	Calibro per filettatura M48	3 / 0,8	10,14 / 2,5	42 / 1	290 / 0,05	
			2	FILETTARE LA ⑨	UTENSILE FILETTATORE (VEDI ALLEGATO)			3 / 0,8	0,13 / 0,2	16 / 5	105 / 1,5	
	d		1	PEZZO MONTATO SU SPINA E FINITURA SUPERFICI ③ E ④	PCLNR2525M12 CNMG120408 K10	Punta e contropunta Attrezzatura A1 (Fig. 9-72)	Calibro a corsoio Calibro Ø 60j6 UNI 1162	3 / 0,8	0,28 / 0,25	205 / 1	1090 / 0,2	
30	a		1	FORARE LA ⑪ A Ø 197,5	ALLARGATORE 19,75 UNI 6839-71 X80WK UNI 2995	Attrezzatura A2 (Fig. 9-73)	Calibro a corsoio Calibro Ø 20H7 UNI 1218	1,2 / 0,8	0,40 / 1,75	23 / 1	370 / 0,4	
			2	ALESARE LA ⑪ A Ø 20 H7	ALESATORE 20 UNI 6854-71 X82 WMo 0650 KU UNI 12995			1,2 / 0,8	0,03 / 0,125	18 / 1	285 / 0,5	
			3	LAMARE LA ⑫, RUOTARE L'ATTREZZATURA E LAMARE LA ⑬	ALLARGATORE 32 × 20 UNI 6842-71 X80 WK UNI 2995			1,2 / 0,8	0,99 / 5	26 / 2	285 / 0,3	

Fig. 9-82b.

ISBN 88-408-1028-5

UNIV. DEGLI STUDI DI PISA	Fasi di lavorazione elemento (MATR. N° 1) SCATOLA DI REGOLAZIONE	RIFERIMENTI [3] Dis. N. 0.1.1.1 [11] Distinta base N. [2] Matricola N.	Compil. Controll. Visto	Data	Foglio 3 di 4

Meterie prime — Materiale G20 UNI 5007 [8] Stato GETTO Caratteristiche Rm = 200 N/mm² [9] Dimensioni

Fasi	S. fasi	SCHIZZO DI LAVORAZIONE	n°	OPERAZIONI	Utensili 24	Attrezzature 23	Controllo 19	TAGLIO: Hp_m (kW) / η	Hp_{ass} (kW) / p (mm) 31	v (m/min) 28 / n° pass 33	n (g/min) 29 / a (mm/g) 33	NOTE
30	b	(14) C (15)	1	FORARE I 3 FORI (14) CON MASCHERA DI FORATURA	PUNTA N 8,5 UNI 5620-65 X82 WMo 0605 KU UNI 2995	Piattaforma autocentrante	Calibro a corsoio	1,2 / 0,8	0,25 / 2,5	22 / 1	820 / 0,05	
			2	TOGLIERE LA MASCHERA DI FORATURA E LAMARE (15)	ALLARGATORE 13,5 × 8,5 UNI 4013 X80 WK UNI 2995	Maschera di foratura A3 (Fig. 9-74)		1,2 / 0,8	0,23 / 2,5	20 / 3	480 / 0,2	
40		(16)	1	SU APPOSITA ATTREZZATURA, FRESARE LA (16)	SEGA 100 × N UNI 4103 X90 WB8 KU UNI 2995	Attrezzatura A4 (Fig. 9-75)		3,6 / 0,8	0,01 / 5	39 / 2	125 / 32(*)	(*) AVANZAMENTO IN mm/1'
			2	SBAVARE LA FENDITURA								
50		(19) (20) (18)	1	SPIANARE LA (18)	FRESA B 8,5 UNI 3914 X75 W18 KU UNI 2995	Attrezzatura A2 (Fig. 9-76)		1,2 / 0,8	0,25 / 4,25	22 / 1	820 / 0,2	
			2	FORARE LA (19) A Ø 4	PUNTA N4 UNI 5620-65 X82 WMo 0605 KU UNI 2995			1,2 / 0,8	0,05 / 2	24 / 1	1950 / 0,08	
			3	ALLARGARE LA (20) A Ø 5,2	ALLARGATORE 5,2 UNI 6838-71 X82 WMo 0605 KU UNI 2995			1,2 / 0,8	0,05 / 0,6	24 / 1	1500 / 0,15	
			4	MASCHIARE LA (19) A M5	MASCHIO M5 UNI 7457-75 X82 WMo 0605 KU UNI 2995			– / 0,8	– / –	17 / 1	1080 / 0,8	

Fig. 9-82c.

ISBN 88-408-1028-5

UNIV. DEGLI STUDI DI PISA	Fasi di lavorazione elemento (MATR. N° 1) SCATOLA DI REGOLAZIONE	RIFERIMENTI [3] Dis. N. 0.1.1.1 [(11)] Distinta base N. [2] Matricola N.	Compil. Controll. Visto	Data	Foglio 4 di 4

Meterie prime — Materiale G20 UNI 5007 [8] Stato GETTO Caratteristiche Rm = 200 N/mm² [9] Dimensioni

Fasi	S. fasi	SCHIZZO DI LAVORAZIONE	n°	OPERAZIONI	Utensili 24	Attrezzature 23	Controllo 19	TAGLIO: Hp$_m$ (kW) / η	Hp$_{ass}$ (kW) / p (mm) 31	v (m/min) 28 / n° pass 33	n (g/min) 29 / a (mm/g) 33	NOTE
50		(17) (22) (21)	5	SPIANARE LA (17)	FRESA B15 UNI 3914 X75 W18 KU UNI 2955	Attrezzatura A4 (Fig. 9-76)		1,2 / 0,8	0,46 / 7	21 / 1	480 / 0,2	
			6	FORARE LA (21) A Ø 5	PUNTA N5 UNI 5620-65 X82 WMo 0605 KU UNI 2995			1,2 / 0,8	0,09 / 2,5	23 / 1	1500 / 0,11	
			7	MASCHIARE LA (22) A M6	MASCHIO M6 UNI 7457-75 X82 WMo 0605 KU UNI 2995			– / 0,8	– / –	17 / 1	900 / 0,75	

Fig. 9-82d.

L'ultima fase di lavorazione realizza la spianatura delle superfici 17 e 18 e la foratura e maschiatura dei fori 19 e 21. Queste operazioni sono realizzate utilizzando le maschere di foratura presenti nell'attrezzatura di figura 9-76. In questo caso il pezzo viene montato in modo da usare quali riferimenti nuovamente le superfici SR3, SR4 e SR14.

9-8 Lo studio delle tolleranze nella fabbricazione

9-8-1 Introduzione

Nel paragrafo 2.7 è stato trattato lo studio delle tolleranze nella progettazione distinguendo tra *analisi delle tolleranze*, consistente nell'analisi dell'effetto delle tolleranze *già assegnate* ai singoli elementi di un complessivo sulla funzionalità globale del complessivo, e *sintesi delle tolleranze* consistente nel processo inverso, cioè nella distribuzione della variazione consentita dalla funzione di progetto tra i vari elementi del complessivo, tenendo conto delle prestazioni, in termini di precisione, dei processi di fabbricazione disponibili.

Sia l'analisi che la sintesi delle tolleranze possono essere impostate secondo l'approccio *"worst case"* oppure secondo quello *statistico*.

Nei paragrafi che seguono verranno esposti alcuni concetti fondamentali che riguardano lo studio delle tolleranze dal punto di vista della fabbricazione e in particolare dello studio del ciclo di lavorazione.

9-8-2 Le quote di fabbricazione

La *quota di fabbricazione* è una quota ricavata direttamente da un'operazione alle macchine utensili ed è definita dalla posizione del tagliente (o dei taglienti) dell'utensile rispetto alla relativa superficie di riferimento.

Si supponga, ad esempio, di voler realizzare le due scanalature *f g h* e *c d e*, indicate in figura 9-83, mediante fresatura con fresa a disco.

Dalla figura risulta evidente che la quota lavorata *A* è definita dal posizionamento dei taglienti *periferici* della fresa rispetto al pezzo.

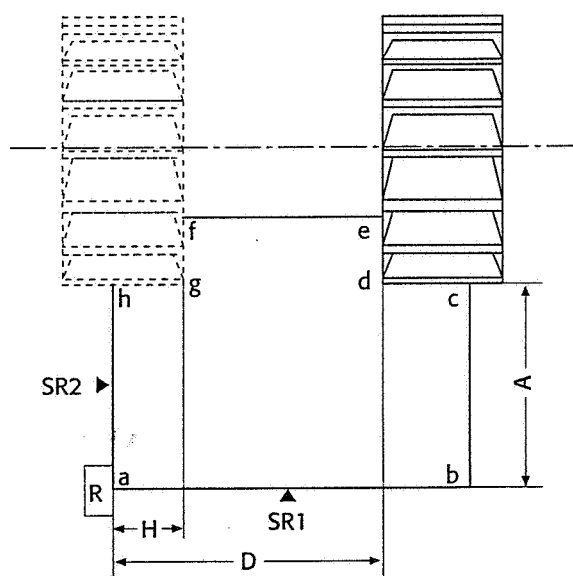



Fig. 9-83 Quotatura di fabbricazione per la realizzazione delle due scanalature con due successive operazioni di fresatura.

ISBN 88-408-1028-5

La quota lavorata H è invece definita dal posizionamento dei taglienti *laterali destri* della fresa rispetto al pezzo, su cui sono state scelte come superfici di riferimento la SR1 e la SR2.

La quota lavorata D è infine definita dal posizionamento dei taglienti *laterali sinistri* della fresa.

Volendo invece realizzare le due scanalature contemporaneamente con una coppia di frese a disco (fig. 9-84), è necessario modificare la quotatura di fabbricazione del pezzo, come risulta dalla stessa figura 9-84.

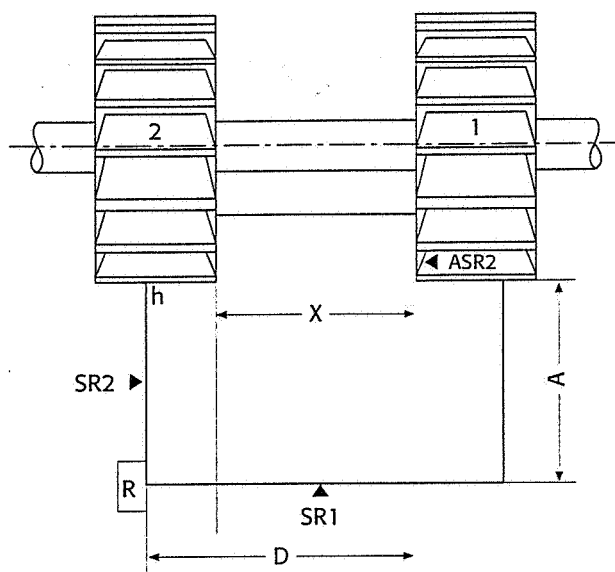



Fig. 9-84 Quotatura di fabbricazione per la realizzazione contemporanea delle due scanalature.

Le quote lavorate A e D non sono modificate. La lavorazione contemporanea delle due scanalature richiede una preventiva regolazione, sull'albero porta-frese, della distanza delle frese 1 e 2 al valore X (vedi ancora fig. 9-84); è infatti la quota lavorata X che consente di realizzare, con la fresa 2, la scanalatura di sinistra, ed è definita dal posizionamento dei taglienti interni della fresa 2 rispetto ai taglienti interni della fresa 1 che assumono, in questo caso, la funzione di *superficie di riferimento ausiliaria* ASR 2.

Pertanto la quotatura di fabbricazione di un elemento meccanico è diversa a seconda del procedimento di fabbricazione dell'elemento stesso.

Un altro fatto importante è che una quota di fabbricazione deve essere *verificata utilizzando gli stessi riferimenti di lavorazione*: riferimento sul pezzo e riferimento in corrispondenza della lavorazione effettuata dai taglienti (o dal tagliente) dell'utensile (fig. 9-85).

9-8-3 Dispersione accidentale e deviazione sistematica di una quota lavorata

Prendendo in esame la lavorazione di un elevato numero di pezzi uguali, la *quota lavorata* su ogni pezzo non ha un valore costante, ma variabile da pezzo a pezzo: può essere considerata, in sostanza, una variabile statistica con distribuzione di tipo gaussiano, con valore medio μ e deviazione standard σ.

Se si riportano in un grafico i valori delle quote misurate su ogni pezzo della serie, in funzione del numero dei pezzi lavorati *con uno*

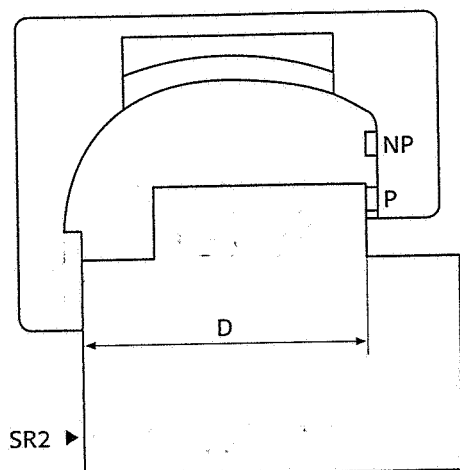



Fig. 9-85 Verifica della quota lavorata *D* con calibro fisso passa-non-passa.

stesso utensile (fig. 9-86), si osserva che i punti ottenuti sono quasi completamente compresi entro una fascia, delimitata da due rette limite AB e CD, della quale EF rappresenta la retta media. L'ampiezza della fascia, pari al valore 6σ. dà l'immagine della *dispersione accidentale*, mentre l'andamento della curva media dà l'immagine della *deviazione sistematica*.

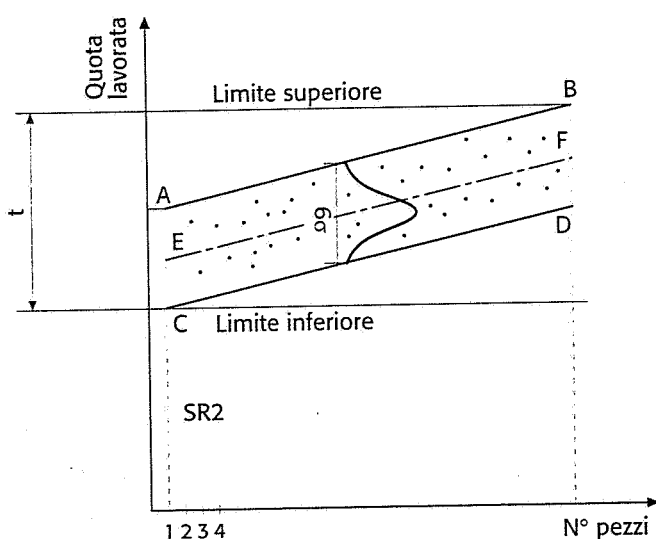



Fig. 9-86 Dispersione accidentale e deviazione sistematica di una quota lavorata, di cui *t* rappresenta il campo di tolleranza.

La *deviazione sistematica* è generalmente originata da una variazione che obbedisce a una legge determinata. La causa più importante della deviazione sistematica è l'*usura dell'utensile* che provoca una variazione nella misura della quota in funzione del numero di pezzi lavorati.

Anche l'usura della macchina e delle attrezzature porta-pezzo provocano una deviazione sistematica, che però si realizza attraverso un processo molto più lungo, ciò che consente di considerarle trascurabili rispetto all'usura del tagliente (o dei taglienti) dell'utensile.

La *dispersione accidentale* può dipendere da varie cause:

- *giochi* esistenti tra gli organi della macchina che provocano indeterminazione nella posizione relativa del riferimento di lavorazione rispetto ai taglienti (o al tagliente) dell'utensile;

ISBN 88-408-1028-5

- *deformazioni elastiche* del pezzo in lavorazione, dell'utensile, e degli organi della macchina; sono funzione del valore delle forze di taglio;
- *vibrazioni*, che sono funzione dei giochi e dei parametri di taglio;
- *temperatura degli organi della macchina*;
- *errori di posizionamento* del pezzo sull'attrezzatura;
- *errori del sistema di controllo* del movimento utensili.

Pertanto l'entità delle forze di taglio ha un ruolo importante nelle dispersioni accidentali e questo spiega perché le lavorazioni per asportazione di truciolo si eseguono asportando dapprima, in una o più passate di sgrossatura, con forti valori dell'avanzamento e, soprattutto, della profondità di passata, la maggior parte del sovrametallo e riservando alla passata di finitura (piccolo avanzamento e piccola profondità di passata) l'asportazione di una porzione assai ridotta di sovrametallo; la forza di taglio sarà allora molto bassa e molto più ridotta sarà conseguentemente la ampiezza della fascia di dispersione (dispersione accidentale).

La fascia di dispersione totale (zona ABDC della fig. 9-86), che tiene cioè conto della dispersione accidentale e della deviazione sistematica, deve essere compresa nella tolleranza t imposta sulla quota per motivi funzionali, cioè compresa tra il limite superiore LS e il limite inferiore LI. Nell' ambito del *SPC* (*Statistical Process Control*) viene definito il termine *Process Capability*, cioè un indice delle prestazioni del processo ovvero la capacità del processo di produrre pezzi in tolleranza. Tale indice, chiamato C_p, è definito dalla relazione:

$$C_p = t/6\sigma \qquad (9\text{-}34)$$

In un processo con $C_p = 1$ c' è una probabilità del 99,73% che il singolo pezzo sia in tolleranza, purché il valore medio della distribuzione sia perfettamente centrato rispetto l'intervallo LS – LI. Per mantenere un tale valore di probabilità non è ammesso che il valore medio della distribuzione subisca deviazioni, come nel caso sopra illustrato. Pertanto è preferibile avere un valore di $C_p = 2$. Valori troppo elevati del C_p significano che il processo ha prestazioni troppo elevate per quello che è richiesto, quindi ha costi eccessivi.

Si noti che le macchine utensili a controllo numerico possono utilizzare dispositivi per la regolazione automatica dell'utensile, in conseguenza dell'usura: ciò porta a una riduzione dell'inclinazione della fascia di dispersione e conseguente possibilità di aumentare l'ampiezza della fascia di dispersione a parità di tolleranza, il che significa ammettere dei valori di C_p più bassi.

9-8-4 La quotatura di fabbricazione e il trasferimento di quote

Per varie ragioni legate al particolare ciclo di lavorazione scelto, al modo di posizionare il pezzo sull'attrezzatura o a considerazioni economiche, spesso accade che le dimensioni funzionali non possano essere direttamente ottenute dalla lavorazione, ma siano il risultato di una catena di quote lavorate. Con riferimento al semplice esempio della figura 9-87, supponiamo che le quote a e c siano funzionali, cioè

ISBN 88-408-1028-5

na utensile a precisione non infinita. Una possibilità sarebbe diminuire la tolleranza sulla quota *c*, ma anche in questo caso con aumento dei costi.

- $t_a < t_c$: questo caso è simile al caso precedente.

Un'altra osservazione da fare sul trasferimento di quote è che esso, qualora sia possibile, oltre a portare un aumento del costo di lavorazione, comportando il controllo sulla quota lavorata, porta allo scarto di pezzi che sarebbero accettati al collaudo funzionale. Questo fatto è illustrato nella figura 9-88, dove la zona tratteggiata DEGF rappresenta la zona dei pezzi accettati al collaudo sulle quote *a* e *c*. La tolleranza da rispettare sulla quota *b* impone un controllo sulla lavorazione e restringe quindi la zona dei pezzi accettabili alla parte DKGH, più piccola della precedente. Il risultato è che i pezzi le cui quote si trovano nei triangoli DEK e HGF supererebbero il collaudo funzionale, ma non quello di lavorazione. Ciò avviene se si usa il metodo *worst case* (par. 2-7), che prevede che si possano combinare i valori estremi delle varie quote, cosa molto improbabile: questo metodo di approccio al problema è tuttavia giustificato quando si desidera il 100% di sicurezza sull'intercambiabilità dei pezzi. Usando il metodo *statistico* (par. 2-7), non è necessario restringere la tolleranza della quota lavorata, ma si rischia una piccola percentuale di pezzi scarti.

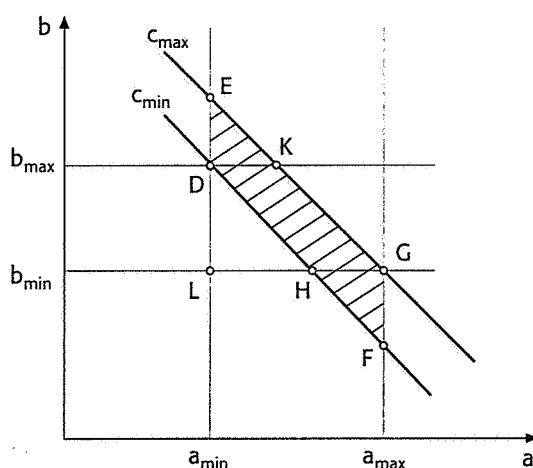



Fig. 9-88 Effetto del trasferimento di quota effettuato sul pezzo della fig. 9-87.

Pertanto una regola fondamentale delle lavorazioni meccaniche è che bisogna cercare di assicurare, nei limiti del possibile, *la coincidenza della quotatura di definizione con quella di fabbricazione e con quella di controllo.*

Un ulteriore esempio di trasferimento di quote è il seguente.

Si supponga che il disegno di figura 9-89a sia un *disegno di definizione* e che quindi venga sottoposto ad analisi critica dal punto di vista della realizzazione pratica, cioè della fabbricazione.

Nel caso che il pezzo venga lavorato con una sola fresa a disco come nella figura 9-83, i riferimenti di quotatura RQ1 e RQ2, coincidono con quelli di lavorazione:

$$RQ1 \equiv SR1; RQ2 \equiv SR2$$

la quotatura di *definizione* coincide quindi con quella di *fabbricazione*, e anche con quella di controllo (vedi, per esempio, la figura 9-85 relativa al controllo della quota D).

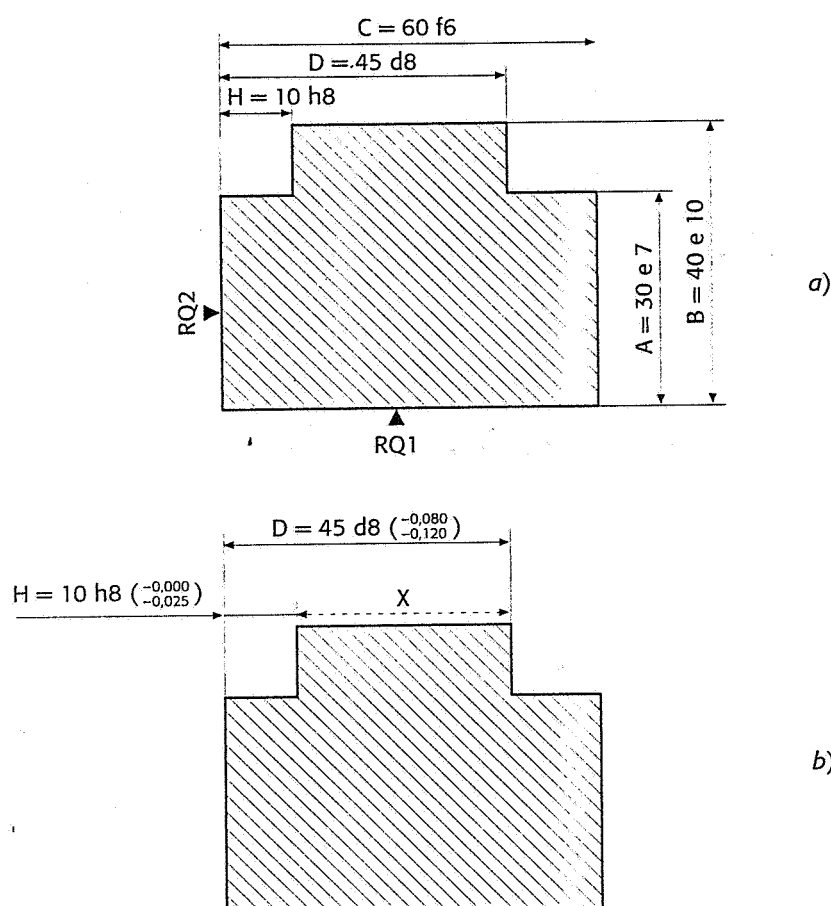



Fig. 9-89 Esempio di trasferimento di quota: *a*) quotatura di definizione; *b*) quotatura di fabbricazione.

Nel caso invece in cui si vogliano realizzare contemporaneamente le due scanalature con una coppia di frese a disco come indicato in figura 9-84, si nota chiaramente che la quotatura di definizione *non coincide* con quella di fabbricazione. Per la fabbricazione dell'elemento così come indicato in figura 9-89a è necessario esaminare la possibilità di effettuare un trasferimento di quota; è necessario, in altri termini, studiare la possibilità di sostituire la quota funzionale D o la quota funzionale H con la quota di fabbricazione X.

Nella figura 9-89b è stata riportata con linea tratteggiata la quota di fabbricazione X (di cui si deve determinare il valore nominale e la tolleranza) che supponiamo debba sostituire la quota funzionale D.

Per il trasferimento di quota è necessario esprimere le condizioni limite della quota che deve essere eliminata:

$$D_{max} = H_{max} + X_{max} \qquad (9\text{-}39)$$

$$D_{min} = H_{min} + X_{min} \qquad (9\text{-}40)$$

dovendo esse essere trasferite nelle condizioni limite della nuova quota:

$$X_{max} = D_{max} - H_{max} \qquad (9\text{-}39')$$

$$X_{min} = D_{min} - H_{min} \qquad (9\text{-}40')$$

Sottraendo membro a membro le (9-39') e le (9-40') si ha:

$$t_X = t_D - t_H = 40 - 25 = 15\ \mu\text{m} \qquad (9\text{-}41)$$

ISBN 88-408-1028-5

La relazione (9-41) mette in evidenza che il trasferimento di quota attribuisce alla nuova quota di fabbricazione una tolleranza uguale alla differenza delle due tolleranze primitive, ciò che conferma che il trasferimento di quota è possibile esclusivamente quando la tolleranza della quota da eliminare è maggiore della tolleranza della quota rimanente. La relazione (9-41) mette anche in evidenza che la tolleranza della nuova quota è assai piccola, tale da richiedere una macchina di maggior precisione per la sua realizzazione, ciò che comporta, logicamente, notevole aumento del costo di lavorazione.

Poiché dalla figura 9-89 si rileva che la tolleranza della quota H (= 25 µm) è minore della tolleranza della quota D (= 40 µm), in base ai ragionamenti precedenti, si conclude che non sarebbe possibile sostituire la quota funzionale H con la quota di fabbricazione X, non avendo significato il concetto di tolleranza negativa.

9-9 Le tecniche CAPP per lo studio del ciclo di lavorazione

9-9-1 Generalità

Nei paragrafi precedenti è stato mostrato come lo studio di un ciclo di lavorazione sia il risultato di una serie complessa di attività quali interpretazione di disegni, consultazioni di basi dati e tabelle, calcoli, scelte ottimizzate.

Già da vari anni, parallelamente all'informatizzazione delle procedure e all'automazione dei processi, si sono sviluppate tecniche informatiche tese a ridurre, migliorare ed eventualmente eliminare queste attività, svolte normalmente da personale con grande esperienza: tali tecniche prendono genericamente nome di *Computer Aided Process Planning* (CAPP). Un'altra motivazione di sviluppo di queste tecniche è legata ai vantaggi derivanti dall'integrazione CAD-CAM. Infatti, ben noti sono i vantaggi dell'uso dei moderni sistemi CAD (*Computer Aided Design*) e ben noto è il fatto che il data-base nel quale viene riversato tutto il lavoro di progettazione contiene, in forma codificata, le informazioni geometriche relative al progetto. È quindi naturale che sia stato posto il problema del collegamento tra l'aspetto della progettazione (CAD) e quello della programmazione dei controlli numerici (CAM) (cap. 10): collegamento che significa elaborazione dei dati contenuti nel data-base CAD, sviluppo del ciclo di lavorazione fino alla generazione del programma a CN. In altre parole è inutile che il progettista esegua il progetto e i relativi disegni con sofisticate apparecchiatura CAD, se poi è necessario che il programmatore riprenda in esame i disegni, ricavi tutte le quote utili , studi il ciclo di lavorazione senza ausili informatici e scriva i programmi a controllo numerico di lavorazione. Questo *collo di bottiglia* del flusso produttivo può essere evitato con il concetto di *integrazione* cioè con un collegamento informatico.

Gli attuali software CAD presenti sul mercato dispongono dei cosiddetti *moduli CN* o *Manufacturing,* cioè di applicazioni che permettono all'utente di costruire interattivamente al terminale grafico il programma di lavorazione per la macchina a CN, sfruttando i dati geometrici del pezzo già disegnato, contenuti nel data-base associato resi disponibili al sistema. In pratica questi sistemi generano automaticamente delle traiettorie utensile, dopo aver ricevuto dall'utente tutte le informazioni relative all'utensile, al ciclo di lavorazione, ai parametri tecnologici, ecc. Tutto il funzionamento è *gestito dall'utiliz-*

zatore, che deve fornire tutta la sua conoscenza tecnologica attraverso scelte interattive: il computer diviene quindi un mezzo per *semplificare* certi aspetti di programmazione, ma non si può parlare in questo caso di integrazione.

La vera integrazione CAD-CAM si ha quando si dispone di un software in grado di interpretare i dati contenuti nel data base CAD e di convertirli, con eventuali interventi interattivi, in programma di lavorazione a CN *pronto all'uso*. Le tecniche che permettono quest'integrazione vanno sotto il nome di CAPP (*Computer Aided Process Planning*): in effetti con questo termine si intende qualcosa di molto più ampio, cioè una vera e propria programmazione della produzione in tutti i suoi aspetti tecnici e organizzativi, in altre parole la scelta dei processi produttivi e dei relativi parametri necessari per la realizzazione di pezzi, tenendo conto dei fattori organizzativi, economici e tecnologici.

Normalmente questo lavoro viene svolto da personale tecnico di elevata e provata esperienza, perché i risultati siano validi. Facendo riferimento allo studio del ciclo di lavorazione alle macchine utensili, occorre scegliere sequenza delle fasi e delle operazioni, macchine, utensili, attrezzature, parametri di taglio, tenendo conto di forma, dimensioni, materiale, quantità da produrre, finiture e tolleranze. In reparti con macchine a CN, uno dei risultati finali di questo lavoro è costituito dai programmi per le macchine a CN e dalla lista utensili da montare nei magazzini.

I vantaggi derivanti da quest'informatizzazione sono riassumibili in riduzione del tempo necessario alla pianificazione, riduzione dei costi di pianificazione e lavorazione, affinamento e ottimizzazione dei cicli di lavorazione, integrazione con altre funzioni aziendali, aumento di produttività.

La figura 9-90 illustra schematicamente il funzionamento logico di un sistema CAPP.

9-9-2 Le problematiche dei sistemi CAPP

I sistemi CAPP sono attualmente in fase di sviluppo e le prime applicazione industriali sono ancora limitate ad alcuni aspetti del processo produttivo. In effetti la ricerca internazionale in questo settore non è fino ad oggi riuscita a rendere disponibile un sistema CAPP completo, di uso generale, completamente automatico e integrato con la fase CAD. Infatti esistono varie difficoltà nell'ottenere tutte queste caratteristiche, sintetizzabili nei punti seguenti:

- *Integrazione con la fase CAD*: evidentemente qualunque sistema di process planning, manuale o automatico che sia, ha bisogno di una completa conoscenza di tutti gli aspetti geometrici e tecnologici del pezzo da realizzare. Quando il progetto è sviluppato con sistemi CAD, tutte queste informazioni sono contenute nel data-base associato, ma le difficoltà risiedono proprio nell'interpretazione di tali dati, alla ricerca di ciò che veramente interessa per la lavorazione. Infatti le informazioni di tipo geometrico relative alle superfici del pezzo sono contenute nel modello 3D, mentre le informazioni di tipo tecnologico come tolleranze, finiture superficiali, ecc. si trovano nelle varie viste e sezioni di tipo 2D, ricavate dal modello solido ed archiviate separatamente da esso: la conseguenza è una

ISBN 88-408-1028-5

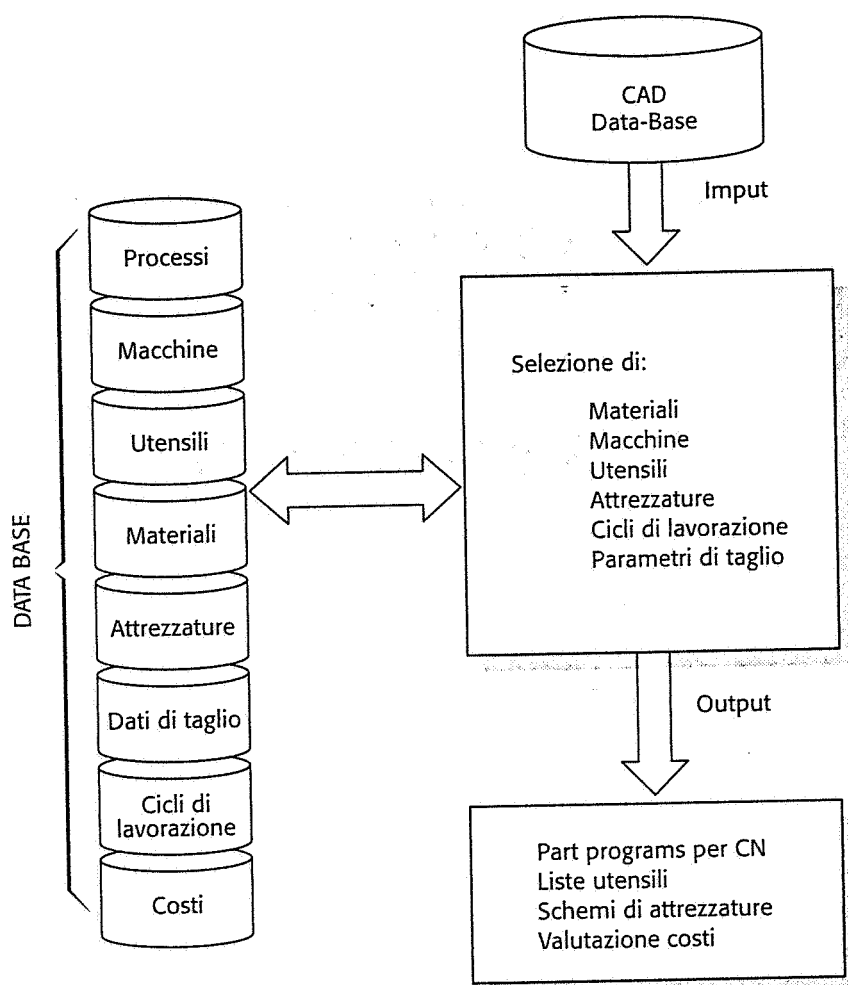



Fig. 9-90 Funzionamento logico semplificato di un generico sistema CAPP.

notevole difficoltà di associazione dei dati. Esistono vari tipi di interfacce studiate per trasferire i dati da un data-base CAD ad altri programmi di elaborazione: questi programmi devono ricercare le cosiddette *form-features* cioè superfici o gruppi di superfici lavorate e trovarne, oltre le quote relative, anche le altre informazioni tecnologiche (esempi di *form-features* sono i fori, le sedi per linguette, le *pockets*, ecc.). La figura 9-91 illustra schematicamente questo concetto. Un metodo più semplice per affrontare questo problema di integrazione con la fase CAD è quello di spingere il progettista a *lavorare* il pezzo greggio servendosi di *form-features* prefissate e selezionabili tramite un menu: il sistema CAD, per ogni form-feature, esegue un'operazione topologica e, al termine del progetto, si dispone sia del modello solido CAD sia dell'elenco delle *form-features* presenti, insieme con la loro caratterizzazione tecnologica. Questo metodo è illustrato schematicamente nella figura 9-92.

- *Conoscenza tecnologica*: se il sistema CAPP deve sostituire parzialmente o totalmente la figura professionale del programmatore della produzione, è indispensabile che contenga, opportunamente codificata, tutta la *conoscenza tecnologica* necessaria a risolvere i problemi che gli verranno posti. In generale esso deve essere in grado di operare scelte tecnologicamente importanti quali sequenza delle fasi nei cicli di lavorazione, geometria degli utensili,

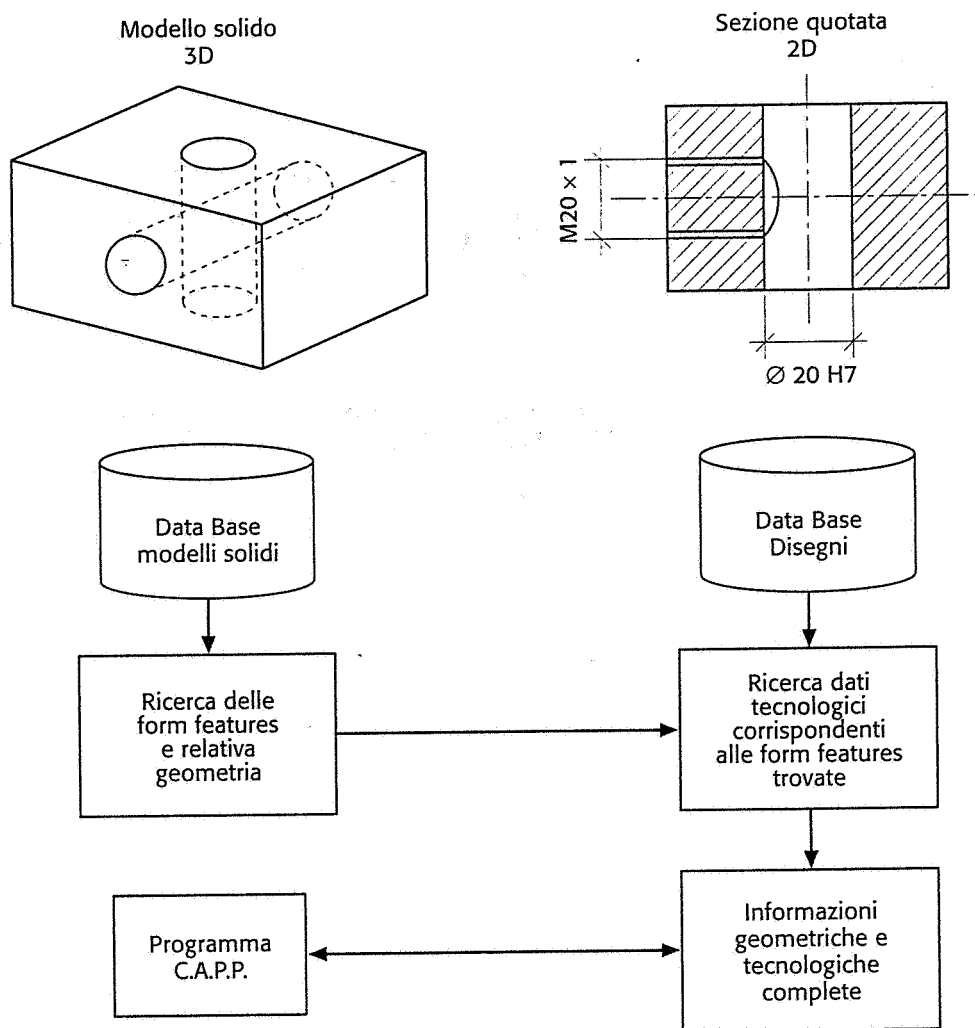



Fig. 9-91 Schema logico del metodo di ricerca delle form-features nel data base CAD.

parametri di taglio, attrezzature, ecc., per qualunque tipo di pezzo e di materiale da lavorare e per qualunque cadenza produttiva. E poiché molte esigenze o criteri di scelta cambiano da un ambiente aziendale a un altro, esso deve essere uno strumento *flessibile*, cioè adattabile senza gravosi problemi informatici ad ambienti diversi. Esso deve tener conto dell'*esperienza aziendale* accumulata nel tempo e deve poter imparare con l'esperienza (*self learning*), onde poter affinare le scelte effettuate.

Uno strumento software che presenti tutte queste caratteristiche è estremamente difficile da realizzare, soprattutto per quanto riguarda la flessibilità, la generalità di applicazione e l'eliminazione degli interventi interattivi dell'utente. I sistemi CAPP finora realizzati, sia a livello commerciale sia a livello di prototipo, soddisfano solo parzialmente a questi requisiti.

9-9-3 I sistemi CAPP

La logica di funzionamento dei sistemi CAPP segue tre diversi approcci, quello *variante*, quello *generativo* e quello *semigenerativo*.

Il sistema *variante* si basa sul concetto che pezzi tecnologicamente simili hanno anche macchine, cicli di lavorazione, utensili e attrezzature simili: una volta che siano stati definite le macchine, il ciclo di

ISBN 88-408-1028-5

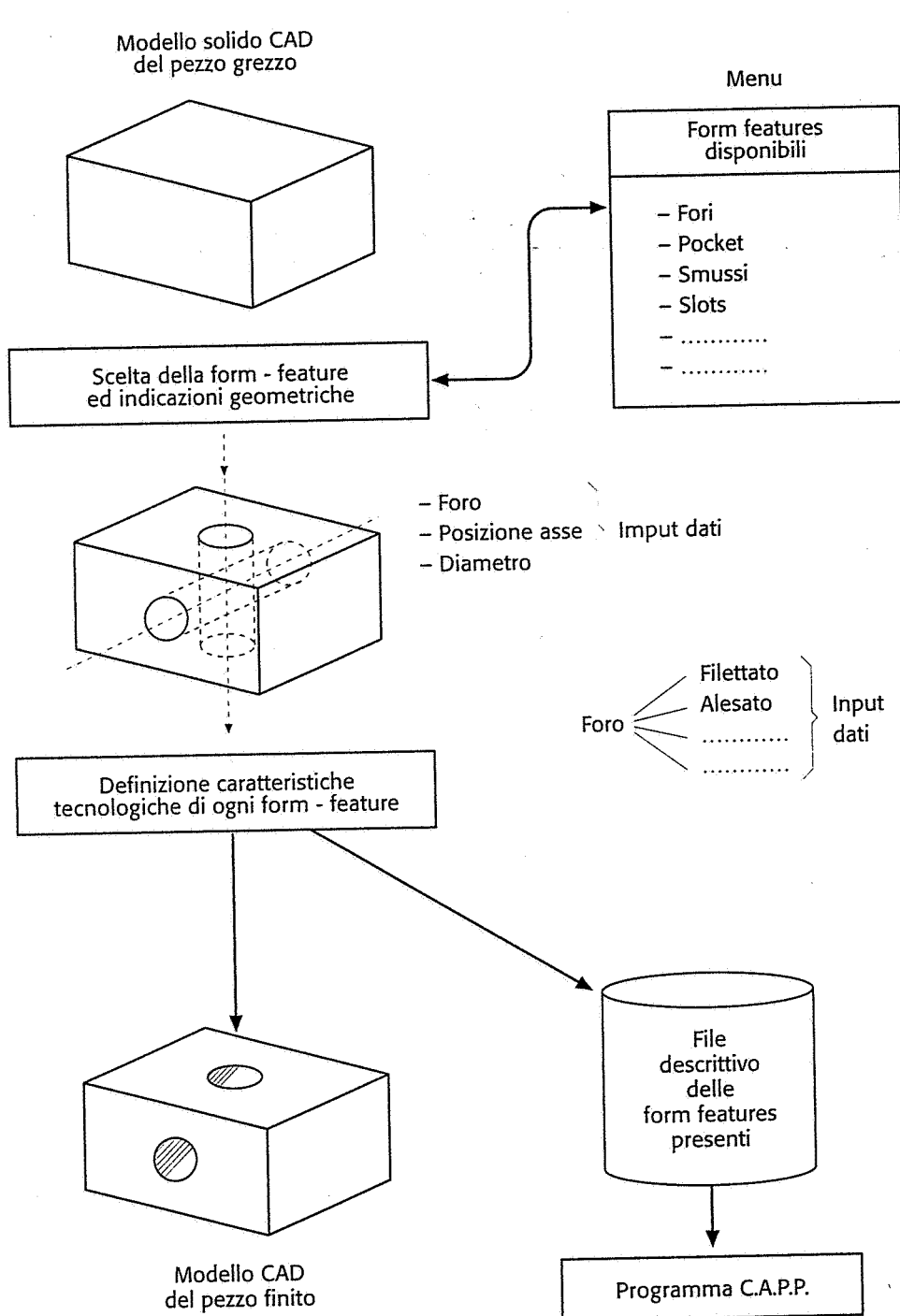
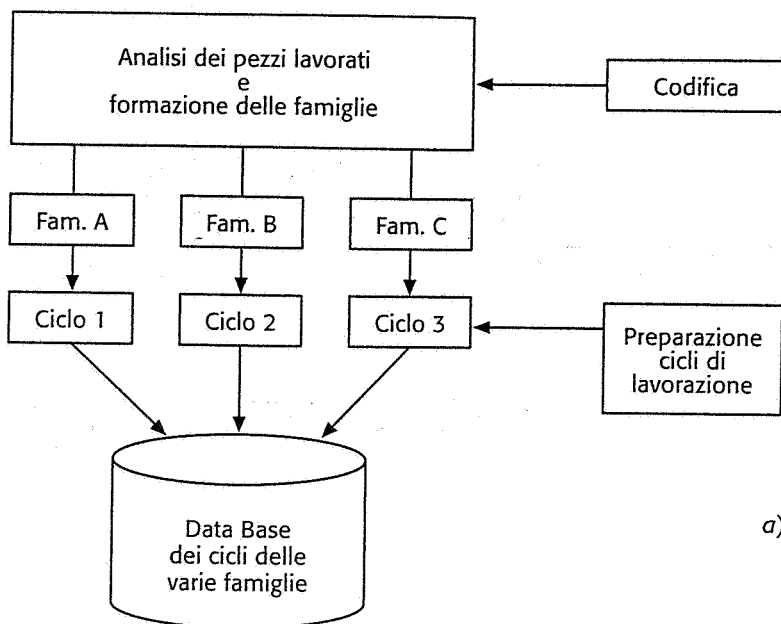
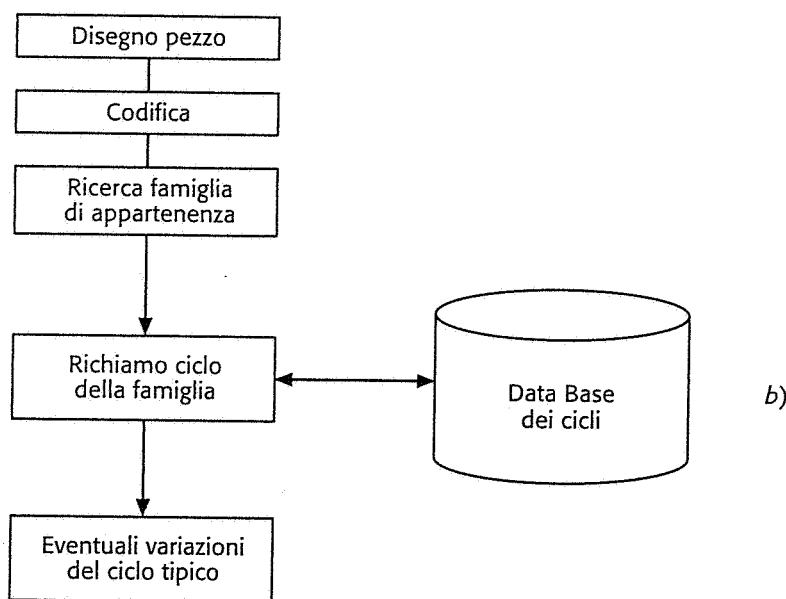



Fig. 9-92 Metodo di progettazione di un pezzo mediante *form-features* predisposte e disponibili tramite menu.

lavorazione, gli utensili e le attrezzature di un pezzo tipo, il compito del sistema variante è appunto quello di richiamare da un data-base le informazioni del pezzo tipo e applicarle, eventualmente adattandole, a ogni pezzo simile che si debba produrre. Di fondamentale importanza per lo sviluppo di questo metodo è la *Group Technology*, cioè l'insieme dei metodi usati per codificare e classificare in *famiglie* i vari pezzi, tenendo conto delle similitudini geometriche e soprattutto tecnologiche: ogni pezzo viene ad essere identificato da un codice alfanumerico, dal quale un calcolatore facilmente riconosce le caratteristiche importanti per la lavorazione.

L'introduzione di un sistema variante si basa su due fasi (fig. 9-93).

Fig. 9-93 Logica di funzionamento di un sistema CAPP variante: *a*) fase preparatoria; *b*) fase operativa.

Nella *fase preparatoria* i vari pezzi normalmente lavorati da un'azienda vengono codificati, classificati e raggruppati in famiglie. Per ogni famiglia si prepara il ciclo di lavorazione tipo, lasciando i dati geometrici in forma parametrica, archiviando i risultati negli archivi di un computer.

Nella *fase operativa*, che rappresenta la fase di utilizzo del sistema, ogni pezzo di cui si vuole studiare la produzione, viene assegnato, attraverso il suo codice, alla famiglia di appartenenza. Si richiama così dagli archivi del computer il ciclo di lavorazione tipo, caratteristico di quella famiglia, che viene adattato, con piccole modifiche manuali o automatiche, al pezzo attuale.

Il sistema variante è più facilmente realizzabile di quello generativo, ma la sua fase preparatoria è molto pesante in termini di ore-uomo. Da un punto di vista economico i sistemi varianti sono quindi convenienti per le ditte che producono un basso numero di famiglie,

ISBN 88-408-1028-5

ciascuna con molti pezzi diversi. I programmi esistenti si basano su un colloquio interattivo facilitato da menu e solo alcuni sono integrati con la fase CAD.

Un sistema *generativo* ha una logica di funzionamento completamente diversa, in quanto genera automaticamente il ciclo di lavorazione, scegliendo macchine, utensili e attrezzature, per ogni nuovo pezzo che si presenta allo studio, prescindendo da una sua classificazione in famiglie e da cicli preventivamente memorizzati. Esso si basa essenzialmente sulla conoscenza tecnologica *catturata* al programmatore e tradotta in software intelligente.

La parte cruciale di questi sistemi, ancora non molto diffusi, è la logica decisionale su cui si basano tutte le scelte operate. Tale logica si può basare su alberi decisionali oppure su sistemi *Knowledge Based*.

Nel primo caso (fig. 9-94) il processo decisionale avviene secondo una *struttura ad albero* fisso, opportunamente tradotta in software: il sistema, sulla base dei dati di input, segue la ramificazione fino al termine. Questo metodo ha lo svantaggio di essere poco flessibile, nel senso che tutto va bene fino a quando l'azienda non decide di variare i criteri di scelta insiti nel programma: in tale caso l'unica via d'uscita è modificare il software, con costi elevatissimi.

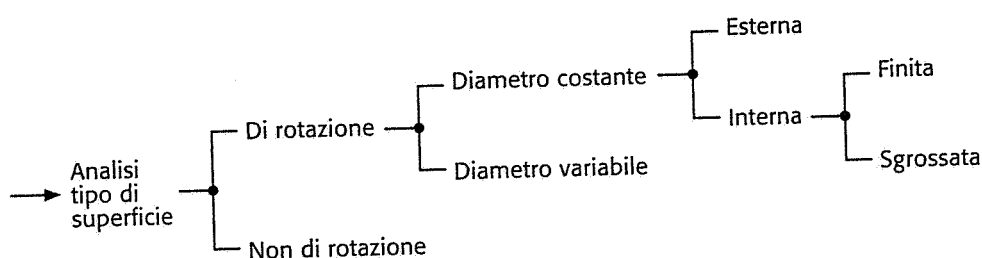



Fig. 9-94 Esempio di *albero decisionale* per la valutazione del tipo di superficie di un foro.

Nel secondo caso il sistema opera le sue scelte sulla base di una conoscenza formulata in *regole* del tipo *IF-THEN*, delle quali alcuni esempi sono riportati nella figura 9-95. Il sistema segue una logica di tipo umano, consulta le regole e sulla base degli input, trae certe conclusioni. Il vantaggio di questa strutturazione della conoscenza risiede nella flessibilità, cioè nella possibilità, per l'utente finale, di modificare, aggiungere, eliminare le regole, modificando così a piacere le scelte del sistema: ciò normalmente viene fatto esprimendo le regole in termini colloquiali, senza esperienza di software. Il sistema può quindi essere acquistato *vuoto* dall'azienda (*shell*) e *riempito* con regole proprie. Questo processo di rappresentazione della conoscenza, non certo semplice, viene svolto da una figura professionale chiamata *ingegnere della conoscenza*, che non deve avere esperienza di software ma di problemi produttivi.

Fig. 9-95 Esempio di regola IF-THEN usata in un sistema di process planing per lavorazioni di tornitura.

Le difficoltà dei sistemi generativi risiedono nella generalità e nella completezza: non esiste attualmente un sistema generativo applicabile validamente in qualunque azienda o che consideri tutte le tecnologie di lavorazione disponibili o che sia in grado di risolvere in maniera completamente automatica un problema produttivo.

A parte queste difficoltà, che verranno risolte con un ulteriore lavoro di ricerca, si può affermare che, in linea generale, un sistema generativo è economicamente conveniente per quelle aziende che lavorano un numero elevato di pezzi diversi e appartenenti a famiglie diverse.

Queste difficoltà hanno spinto verso la realizzazione dei sistemi *semigenerativi*, che rappresentano un compromesso tra i due sistemi sopra descritti. Essi consistono in sistemi apparentemente generativi, con proprie regole, algoritmi e logiche decisionali, ma progettati appositamente per le tipologie (o per le famiglie) di pezzi che la particolare azienda produce. Inoltre ogni scelta operata dal sistema viene sempre proposta all'approvazione dell'utilizzatore, che ha ampia facoltà di variarla. In pratica rispetto ai sistemi generativi si perde in generalità e flessibilità, ma rispetto a quelli varianti si evita la parte preparatoria, sfruttando la capacità di elaborazione propria di questi sistemi.

9-10 Criteri di progettazione di particolari lavorati alle macchine utensili

La pianificazione del ciclo di lavorazione di un elemento non ha inizio solo dopo aver completato il disegno di progetto, poiché è proprio nella fase di progettazione che occorre tenere in debita considerazione i problemi della produzione e in particolare della lavorazione alle macchine utensili. È quindi indispensabile che in fase di progetto siano note le caratteristiche, le prestazioni e le problematiche dei vari processi tecnologici; in modo da modificare (a parità di requisiti funzionali) il progetto con variazioni che consentano di agevolare le varie lavorazioni e di ridurre i tempi e i costi di produzione. È questo un ulteriore esempio di *Concurrent Engineering* nel cui ambito non di rado capita che il disegno di un elemento meccanico debba essere rivisto o modificato per risolvere problemi tecnologici. Anche in questo caso, analogamente a quanto visto a proposito della progettazione dei pezzi fusi (cap. 4), si parla di regole per il *Design for manufacturing*, cioè di *regole* per progettare particolari meccanici in modo da ridurre i costi di lavorazione. Esistono *manuali* che raccolgono un'ampia casistica di questo tipo: in questa sede ci si limita ad alcuni criteri, non certo esaustivi, e a un semplice esempio di modifica di un progetto.

- Usare, a parità di altre caratteristiche funzionali, materiali ben lavorabili alle macchine utensili per ridurre i costi degli utensili e limitare i tempi di lavorazione.
- Evitare tolleranze troppo strette o finiture superficiali elevate quando la funzionalità non lo richiede espressamente, per evitare lavorazioni supplementari o uso di macchine o processi speciali.
- Disegnare il pezzo in modo che si possano usare utensili standard e non speciali, di costo sempre superiore (fig. 9-96).
- Disegnare il pezzo in modo che molte (se possibile tutte) operazioni

ISBN 88-408-1028-5

possano essere eseguite sul pezzo nello stesso piazzamento o sottofase e possibilmente con lo stesso utensile(fig. 9-97).

- Prevedere nel pezzo superfici idonee al riferimento e al bloccaggio ed evitare che il riferimento sia fatto su superfici con bave o angoli di sformo.
- Evitare, su pezzi da ottenersi al tornio, raggi di raccordo troppo piccoli, che dovrebbero essere ottenuti con utensili con elevato rischio di rottura.
- Usare semilavorati disponibili in commercio, evitando così lavorazioni inutili.
- Evitare condizioni di taglio interrotto che richiedono materiali per utensile adatti.
- Evitare pareti sottili in fresatura (fig. 9-98) perché si infletterebbero sotto l'azione delle forze di taglio o fori lavorati con elevato rapporto profondità/diametro in quanto richiederebbero utensili poco rigidi (fig. 9-99).

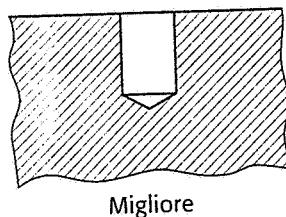
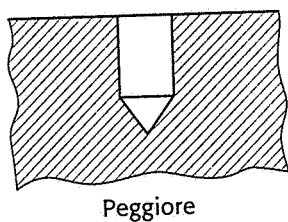



Fig. 9-96 È conveniente impiegare utensili standard.

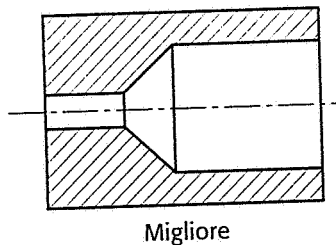
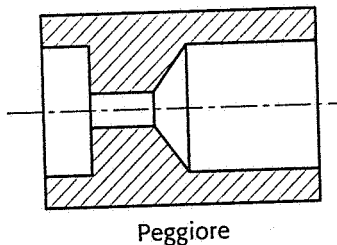



Fig. 9-97 Cercare di concentrare più operazioni nello stesso posizionamento

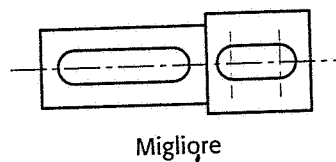
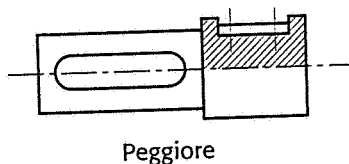
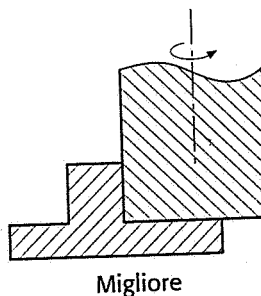
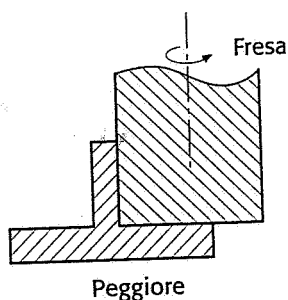



Fig. 9-98 Evitare parti sottili da lavorare.

- Evitare forme rientranti (fig. 9-100) per evitare lavorazioni supplementari.
- Evitare i fori ciechi a fondo piano in quanto essi richiedono utensili speciali o lavorazioni supplementari.
- Nei pezzi tipo albero da ottenere per tornitura, evitare geometrie troppo snelle che provocano inflessioni e costringono a limitare i parametri di taglio o a usare attrezzature speciali.
- Evitare forature su superfici inclinate (fig. 9-101).
- Nel caso di fori che necessitano di alesatura o maschiatura, preferire i fori passanti a quelli ciechi.
- Evitare fori troppo piccoli (per esempio d < 3 mm) per evitate rotture delle punte a elica.
- In caso di fresatura, scegliere il raggio di raccordo tra due superfici in modo da poterlo ottenere con la stessa fresa standard usata per le due superfici (fig. 9-102).
- In caso di *formaggelle* (sede di appoggio di teste di viti) preferire la lamatura alla fresatura (fig. 9-103).

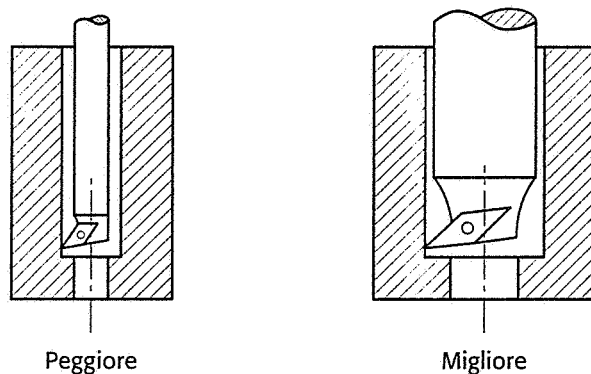



Fig. 9-99 Evitare fori con elevato rapporto lunghezza/diametro.

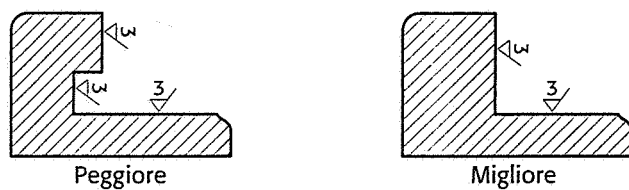



Fig. 9-100 Evitare forme rientranti

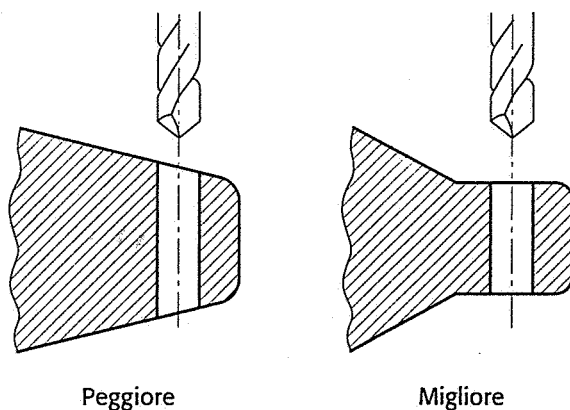



Fig. 9-101 Evitare di forare su superfici inclinate.

ISBN 88-408-1028 5

- Per evitare spigoli vivi, prevedere tra la due superfici smussi piuttosto che raggi di raccordo, in quanto più economici da realizzare sia in fresatura che in tornitura (fig. 9-104).
- Disegnare le sedi per linguetta in modo che possano essere realizzate con una semplice fresa cilindrica a codolo (fig. 9-105).
- Prevedere zone di disimpegno dell'utensile cioè gole di scarico (fig. 9-106).

Come esempio di applicazione di alcune delle regole esposte si osservi la fig. 9-107, relativa alla modifica del progetto iniziale del pezzo illustrato, con conseguenti semplificazioni del ciclo di lavorazione, utilizzazione di semilavorato standard, eliminazione dell'uso di utensili con rischio di rottura, quindi in sostanza con costi di lavorazione inferiore. Ovviamente l'esempio è puramente indicativo e presuppone che la funzionalità del componente meccanico rimanga inalterata.

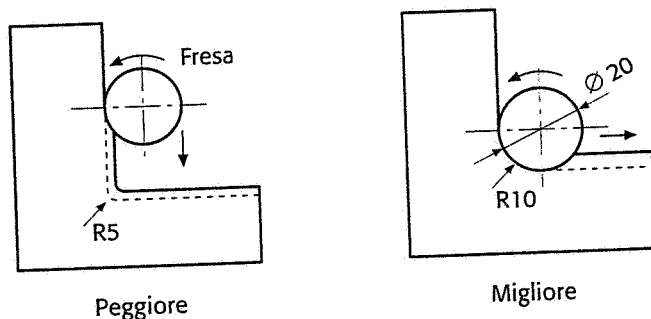



Fig. 9-102 Preferire valori dei raggi di raccordo uguali o maggiori del raggio della fresa impiegata per la lavorazione.

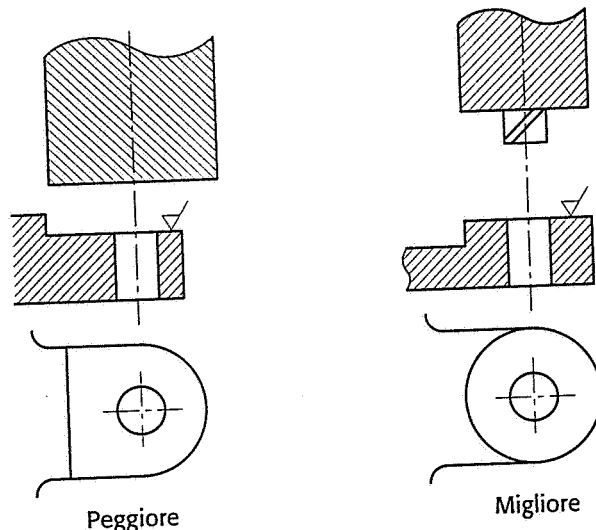



Fig. 9-103 Preferire la lamatura alla fresatura delle formaggelle.

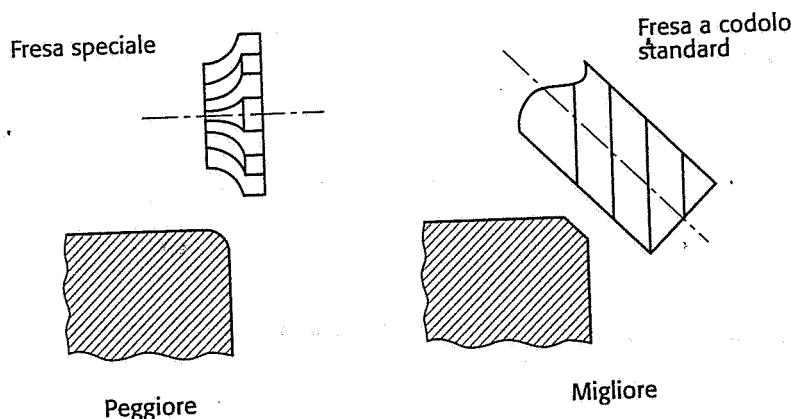



Fig. 9-104 Preferire smussi a 45° piuttosto che raggi di raccordo.

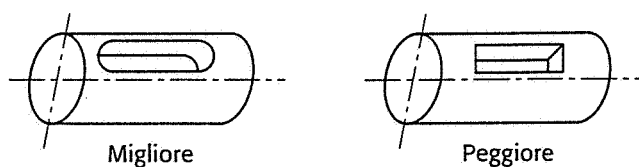



Fig. 9-105 Disegnare correttamente le sedi per linguetta.

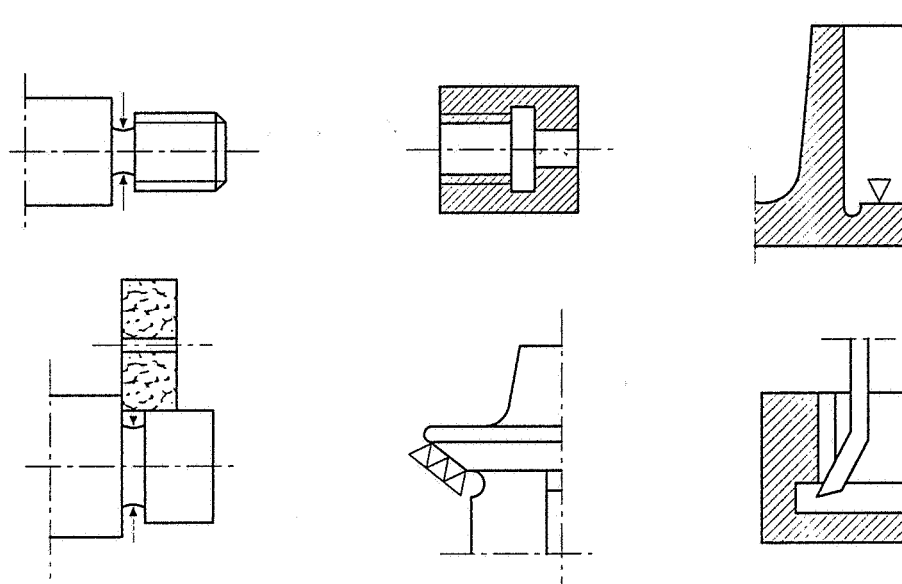



Fig. 9-106 Prevedere zone di disimpegno per l'utensile.

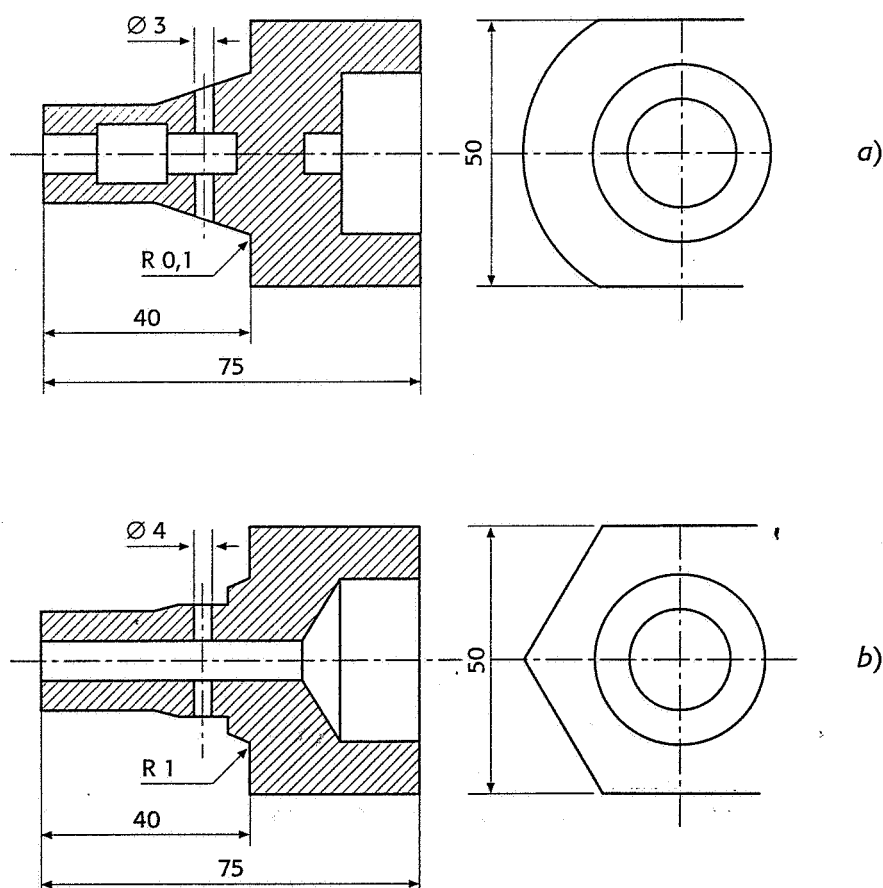



Fig. 9-107 Esempio applicativo: *a*) disegno originale; *b*) disegno modificato.

ISBN 88-408-1028-5

9-11 Bibliografia

Carro Cao, G. *Principi per lo studio delle fabbricazione*, vol. 2, *Il ciclo di lavorazione*, Edizioni tecnico scientifiche, 1968.

Carro Cao, G., *Gli utensili per il taglio dei metalli*, Sansoni Edizioni scientifiche, Firenze 1964.

Giusti, F., *Tecnologia meccanica e studi di fabbricazione*, Tipografia Editrice Pisana, Pisa 1980.

Micheletti, G.F., *Tecnologia meccanica – Le macchine utensili*, UTET, Torino 1971.

Halevi, G.,Weill, R.D., *Principles of process planning*, Chapman & Hall, 1995.

Bralia, J.G., *Handbook of product design for manufacturing*, McGraw Hill, 1986.

10 Le macchine utensili e i sistemi di lavorazione

10-1 Premessa

Dopo la descrizione delle più importanti lavorazioni per asportazione di truciolo e dei relativi aspetti legati al processo (utensili, parametri di taglio, superfici generabili, ecc.), è opportuno conoscere, seppure in forma ridotta come permesso da questo tipo di testo, le caratteristiche tecniche principali delle macchine e degli impianti su cui questi processi sono realizzati, cioè le *macchine utensili* e i *sistemi di lavorazione*, comprendenti, oltre alle macchine utensili vere e proprie, anche macchine di misura, sistemi di trasporto e di manipolazione pezzi.

10-2 Le macchine utensili tradizionali

Anche se le macchine utensili attuali sono essenzialmente a controllo numerico, *non si può non conoscere* i principi di funzionamento delle macchine tradizionali, che, oltre a rimanere presenti in qualche piccolo reparto, permettono di capire sia i movimenti necessari a generare le varie morfologie di superficie lavorata sia rappresentano la necessaria base culturale per capire l'evoluzione che si è verificata in questo settore.

Caratteristiche comuni a tutte le macchine utensili tradizionali sono:

- il funzionamento di queste macchine e i risultati ottenuti **dipendono fortemente dall'operatore** e dalle sue capacità professionali;
- i **tempi passivi**, cioè tutti quelli che non comportano taglio, ma sempre necessari alla produzione di un pezzo, sono elevati: si tratta, per esempio, delle operazioni di montaggio e smontaggio del pezzo sulle attrezzature, dell'impostazione dei parametri di taglio mediante azionamento di leve, del posizionamento ed del cambio degli utensili, ecc.;
- la **scarsa versatilità**, cioè la possibilità su ognuna di effettuare solamente certe operazioni di taglio;
- il **costo relativamente basso**, in confronto con quelle a controllo numerico.

Queste macchine sono oggi usate solo nelle piccole officine per la realizzazione di lavori di attrezzeria, di prototipi o simili, anche se la tecnologia del CN si è ormai diffusa anche in questi casi.

ISBN 88-408-1028-5

La descrizione dettagliata dei vari tipi di macchina utensile tradizionale è stata volutamente omessa, limitandosi invece alla descrizione sommaria del principio di funzionamento attraverso semplici schemi a blocchi, di validità generale.

10-2-1 Il tornio

Il tornio è la macchina utensile più antica e numerose sono le versioni in cui è stato costruito per la lavorazione di pezzi di dimensioni e peso molto variabili. Rimandando la descrizione di queste versioni ad altri testi, si ritiene opportuno descrivere, in questa sede, il classico *tornio parallelo* (fig. 10-1). La macchina è costituita essenzialmente dalle seguenti parti:

- Il *basamento*, di idonea rigidezza statica e dinamica, sul quale sono ricavate le guide per lo scorrimento del carro e della controtesta.
- La *testa motrice*, dove è alloggiato il *mandrino*, il cui asse costituisce l'asse di tornitura. Il mandrino riceve il moto rotatorio di taglio da un motore elettrico attraverso un cambio di velocità. Dal mandrino il moto rotatorio viene inviato, tramite cinematismi opportuni, a un cambio di velocità degli avanzamenti e da questo a due organi rotanti disposti lungo il basamento, detti *vite-madre* e *barra*.
- Il *carro longitudinale*, che può muoversi in direzione parallela all'asse del mandrino; al di sopra di esso è posta una *slitta trasversale* che può muoversi in direzione perpendicolare all'asse del mandrino, una *slitta orientabile con movimento manuale*, mediante la quale è possibile comunicare all'utensile un moto di alimentazione manuale inclinato rispetto all'asse del mandrino. L'utensile viene montato al di sopra dell'ultima slitta su apposite *torrette portautensile*. Il moto rotatorio della barra può essere comunicato al carro longitudinale o a quello trasversale per operazioni di cilindratura e di sfacciatura, ma non ai due contemporaneamente. Il moto rotatorio della vite-madre può essere comunicato al carro longitudinale per l'esecuzione di filettature.

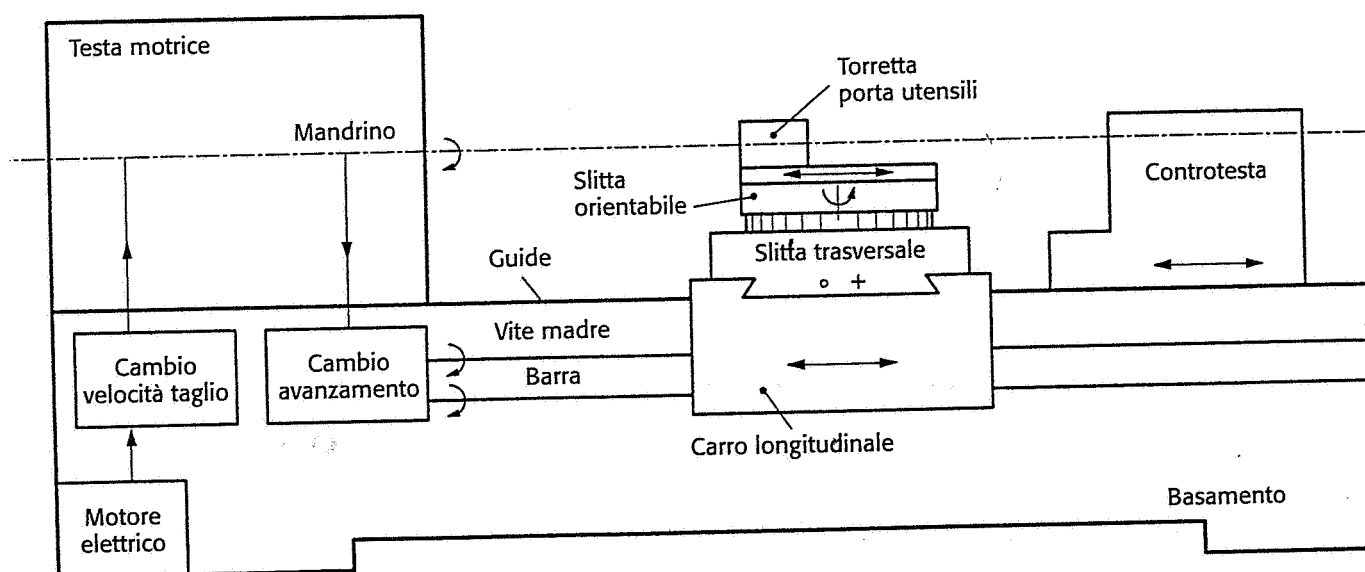



Fig. 10.1 Schema semplificato di un tornio parallelo.

- La *controtesta*, con funzione di alloggio della *contropunta*, è utilizzata per il sostegno del pezzo in rotazione oppure per il montaggio di utensili pluritaglienti per foratura, allargatura e alesatura. In quest'ultimo caso il moto di alimentazione degli utensili è manuale, tramite un volantino. La controtesta viene bloccata in una qualunque posizione delle guide.

Le attrezzature standard di normale dotazione della macchina sono illustrate nella figura 10-2.

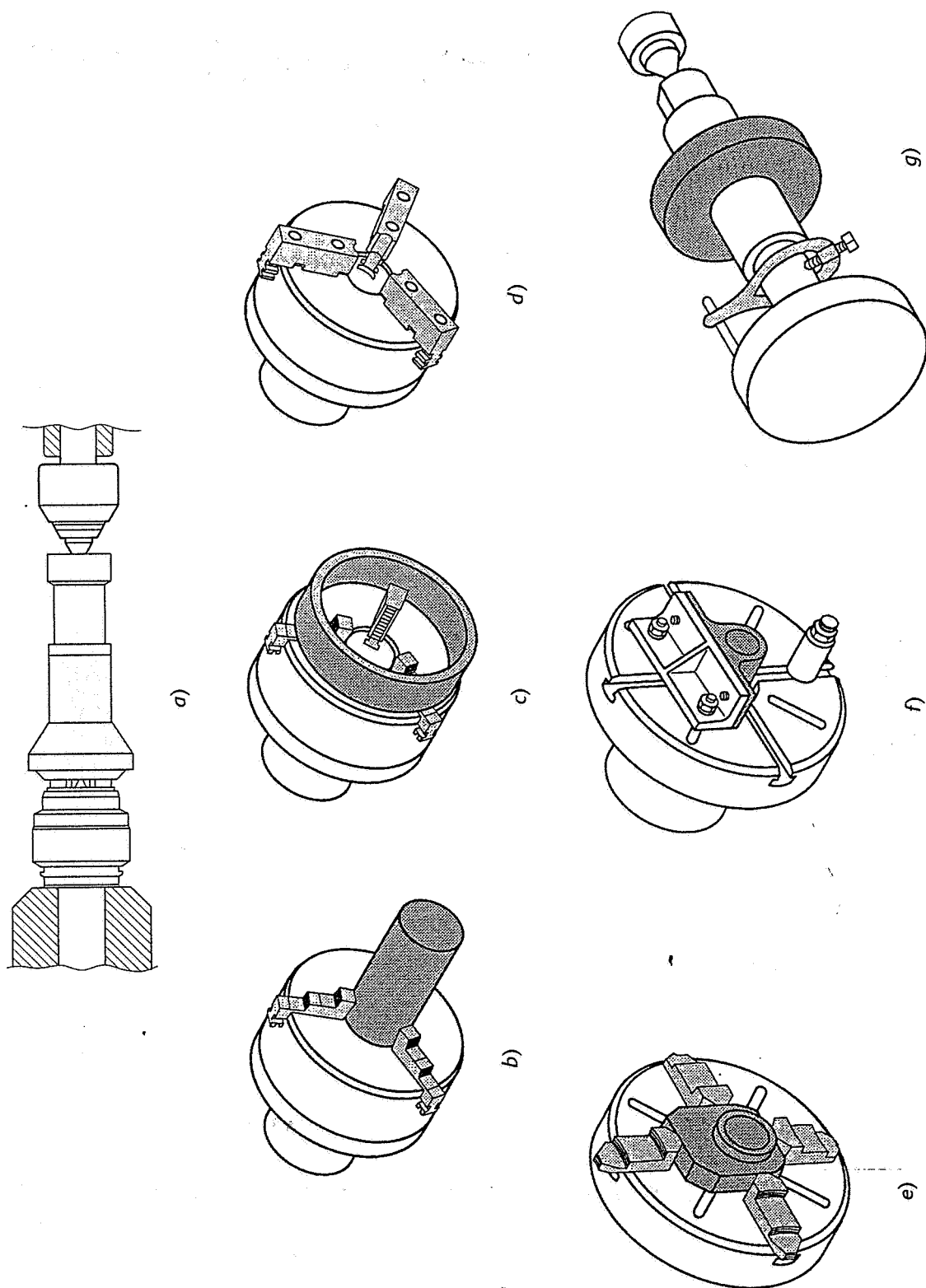



Fig. 10-2 Principali metodi di montaggio dei pezzi sul tornio: *a*) tra punta e contropunta con trascinatore frontale; *b*) con autocentrante dall'esterno; *c*) con autocentrante dall'interno; *d*) con autocentrante con griffe tornibili; *e*) con piattaforma a 4 griffe indipendenti; *f*) su plateau e squadra; *g*) su spina tra punta e contropunta.

ISBN 88-408-1028-5

10-2-2 I trapani

La figura 10-3 illustra schematicamente i più comuni tipi di trapano. Tali macchine hanno in comune le seguenti caratteristiche:

- il moto rotatorio di taglio è trasmesso all'utensile dal mandrino attraverso un motore elettrico e un cambio di velocità di taglio;
- il moto di alimentazione, posseduto dall'utensile, può essere manuale o automatico: in questo secondo caso, è trasmesso al canotto portamandrino tramite un cambio degli avanzamenti ed è ricavato dal moto del mandrino stesso in modo da poter esprimere l'avanzamento in mm/giro;
- il pezzo viene bloccato, con una morsa o con attrezzature di corredo (blocchetti a V e staffe) o specifiche, sulla tavola porta pezzo. Il moto di appostamento è posseduto dal pezzo (nei trapani sensitivi e a montante) o dall'utensile (nel trapano radiale).

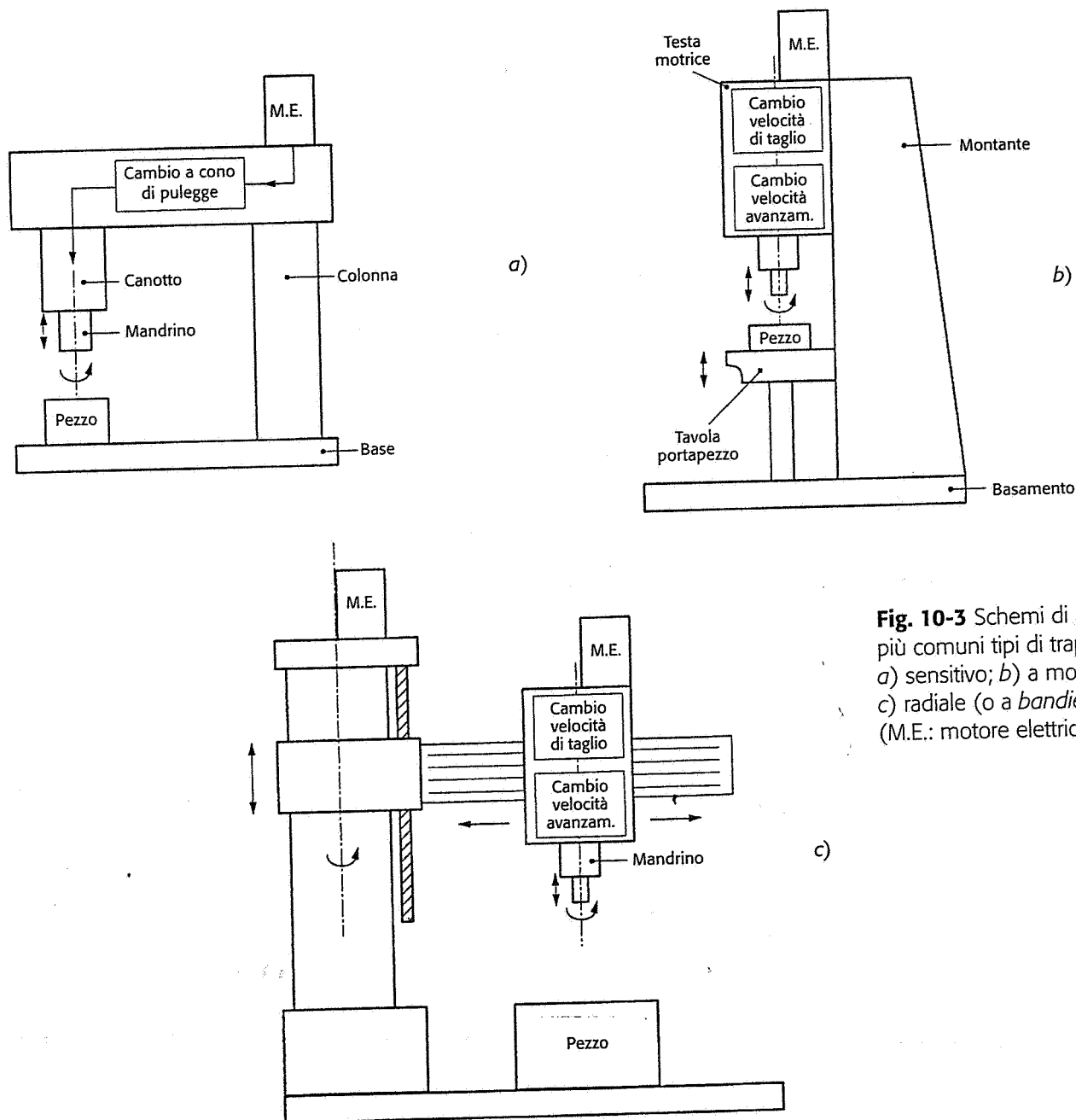



Fig. 10-3 Schemi di alcuni dei più comuni tipi di trapano. *a*) sensitivo; *b*) a montante; *c*) radiale (o a *bandiera*). (M.E.: motore elettrico)

Per quanto riguarda il campo di impiego, si può affermare che il trapano *sensitivo*, con solo avanzamento manuale, si usa per forature con punte di piccolo diametro (≤ 10 mm) su pezzi di piccole dimensioni; il trapano *a montante* si usa per forature con punte anche di grande diametro, data la rigidezza della struttura e la presenza di un sistema di avanzamento automatico; il trapano *radiale* (o *a bandiera*) si usa per forature leggere o pesanti su pezzi particolarmente ingombranti, data la possibilità di posizionare l'asse del mandrino nella vasta zona di lavoro del trapano.

Occorre notare che le normali versioni dei trapani descritti non prevedono uno spostamento *controllato* della tavola portapezzo, tale da portare manualmente o automaticamente e con precisione l'asse del mandrino in corrispondenza dell'asse del foro da eseguire. Per questo motivo, nel caso di lavorazione non di serie, le operazioni di lavorazione di fori devono essere precedute dall'operazione di *tracciatura* sull'apposito banco, durante la quale si pratica una leggera graffiatura superficiale del pezzo mediante il *truschino*, sì da marcare la posizione dell'asse del foro. Successivamente il moto di appostamento manuale permette di portare, con controllo puramente visivo, la punta da centri in corrispondenza di questa marcatura. Questo modo di procedere non si adatta ovviamente alla produzione di serie per l'elevato tempo richiesto né alla realizzazione di fori aventi una *stretta tolleranza sulla loro posizione* o *sull'interasse*, per gli errori inevitabilmente commessi dall'operatore. Nelle lavorazioni di grande serie si utilizzano delle particolari attrezzature che permettono l'accurato riferimento e bloccaggio del pezzo e la guida della punta mediante *boccole* (fig. 9-73).

10-2-3 Le alesatrici

Le alesatrici sono macchine di grande precisione e versatilità operativa sulle quali possono essere eseguite varie operazioni di taglio oltre a quelle tipiche di lavorazione dei fori. Esistono vari tipi di alesatrice, ma caratteristica comune a tutte è che, a differenza dei trapani, in esse la posizione della tavola portapezzo può essere *controllata con precisione*, in modo da eliminare l'operazione di tracciatura.

Una delle alesatrici più diffuse e versatili è quella *orizzontale a montante fisso*, schematizzata nella figura 10-4. La *testa motrice* della macchina, che può muoversi automaticamente lungo le guide del *montante* verticale, dispone di un *mandrino* e di una *piattaforma*, sui quali è possibile fissare i vari tipi di utensili che ricevono il moto rotatorio coassiale da un unico motore elettrico. Il mandrino può anche avere il moto di alimentazione, mentre la piattaforma ha solo il moto di taglio: inoltre la piattaforma dispone di un *slitta radiale* che può ricevere il moto di alimentazione necessario alle operazioni di sfacciatura. Il moto di alimentazione, in direzione parallela o perpendicolare al mandrino, può anche essere fornito al pezzo attraverso un motore elettrico indipendente. Le lavorazioni effettuabili su tale macchina sono molteplici e le più importanti sono schematizzate nella figura 10-5. Una delle più importanti caratteristiche di questi tipi di macchine è quella di poter alesare fori di grande lunghezza utilizzando la *barra di alesatura* con utensile monotagliente oppure quella di alesare contemporaneamente due fori coassiali, anche di diametro diverso e a notevole distanza tra loro, rispettando ristrette tolleranze di posizione. È anche possibile fresare ampie superfici con frese frontali, utilizzando quali

ISBN 88-408-1028-5

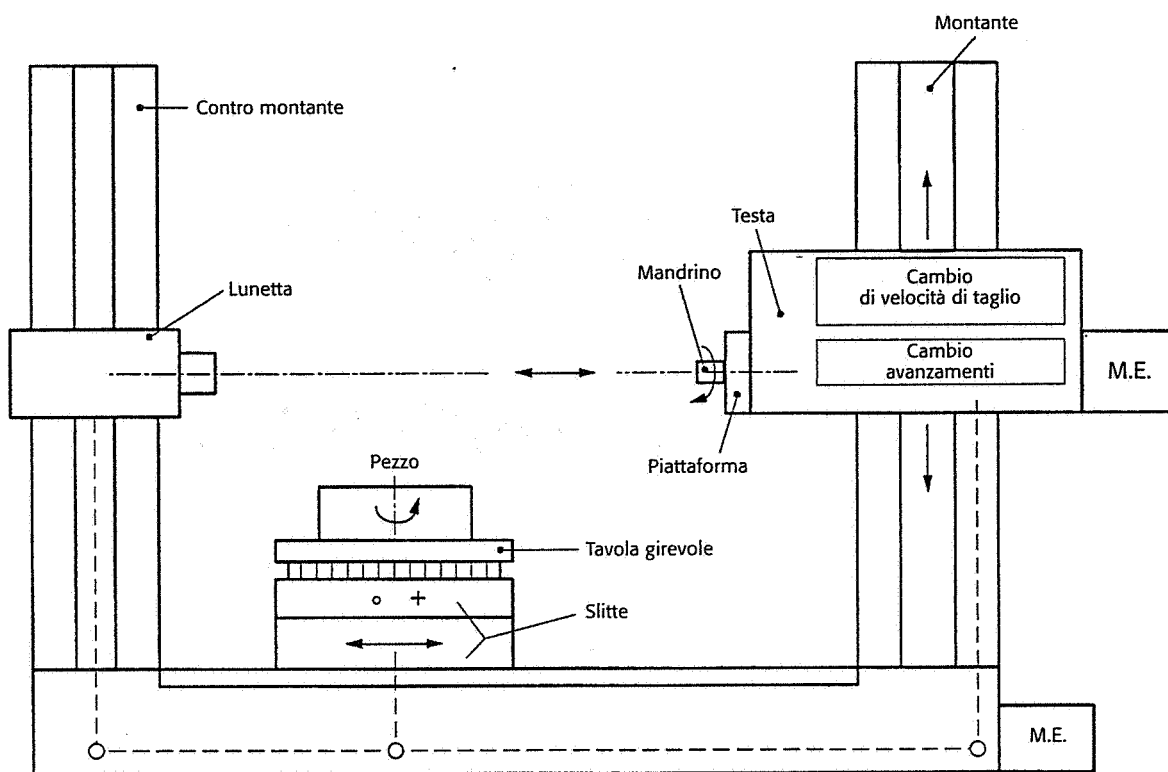



Fig. 10-4 Schema di una alesatrice orizzontale a montante fisso. (M.E.: motore elettrico)

moti di alimentazione il movimento della tavola portapezzo e della testa motrice sul montante.

Con questo tipo di macchina l'elevato numero di movimenti presente permette di lavorare quasi completamente pezzi di dimensione medio grande con un unico piazzamento del pezzo sulla macchina, a tutto vantaggio della qualità.

Non a caso la struttura e la versatilità di questa macchina hanno dato origine ai moderni centri di lavorazione a controllo numerico.

10-2-4 Le macchine fresatrici

Analogamente al tornio esistono molte versioni di fresatrici, specializzate o di uso generico. Rimandando questa classificazione ad altri testi, si ritiene opportuno in questa sede descrivere sommariamente uno dei tipi più versatili e diffusi, cioè la *fresatrice universale*.

Con riferimento alla figura 10-6 tale macchina è costituita da un *basamento* e un *montante*, nel quale si trova il motore elettrico per il moto di taglio, il cambio di velocità di taglio e il *mandrino* orizzontale, organo fondamentale per il posizionamento degli utensili e per la trasmissione ad essi della potenza di taglio. Sulle guide ricavate nella parte anteriore del montante può scorrere una *mensola*, sopra alla quale si trova la *slitta trasversale*, che si può muovere parallelamente al mandrino. Al di sopra di questa si trova una *slitta orientabile* a mano, che permette di posizionare la tavola portapezzo obliquamente rispetto al mandrino, su cui è montata la *tavola portapezzo*, sulla quale viene posizionato e bloccato il pezzo da lavorare. I movimenti verticali, longitudinali e trasversali della tavola portapezzo possono essere manuali oppure automatici, ricavati cioè da un secondo motore elettrico attraverso un cambio degli avanzamenti e dei cinematismi a vite-madrevite. In pratica è possibile comunicare il moto automatico di

ISBN 88-408-1028-5

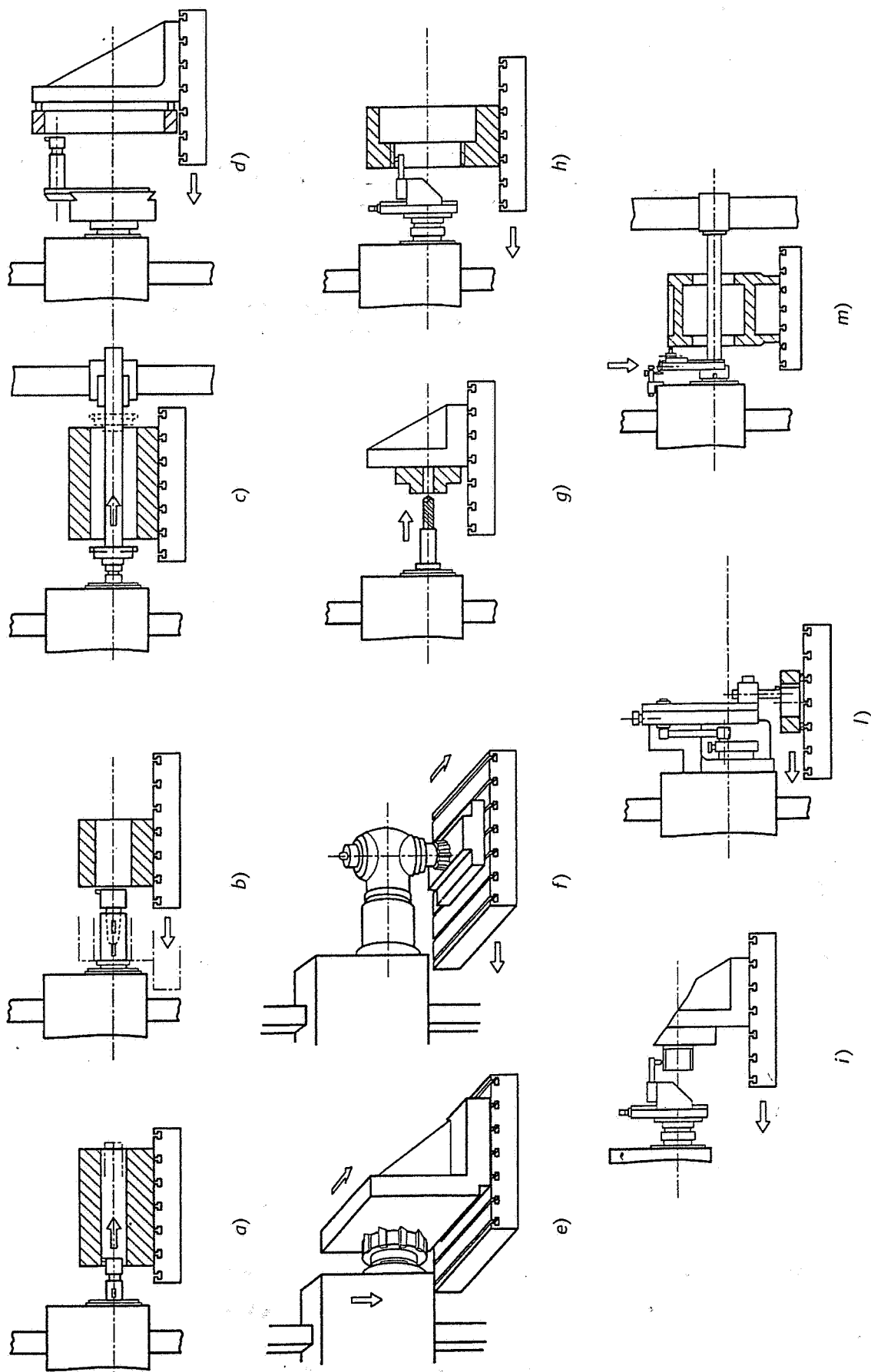



Fig. 10-5 Alcune delle principali operazioni eseguibili su un'alesatrice orizzontale.
a) alesatura con avanzamento del mandrino;
b) alesatura con avanzamento del pezzo;
c) alesatura con barra d'alesatura; *d*) alesatura con utensile su piattaforma; *e*) fresatura con fresa sul mandrino; *f*) fresatura con testa a squadra;
g) foratura; *h*) filettatura interna; *i*) filettatura esterna; *l*) stozzatura con disposizione a stozzare; *m*) sfacciatura con avanzamento radiale utensile

ISBN 88-408-1028-5

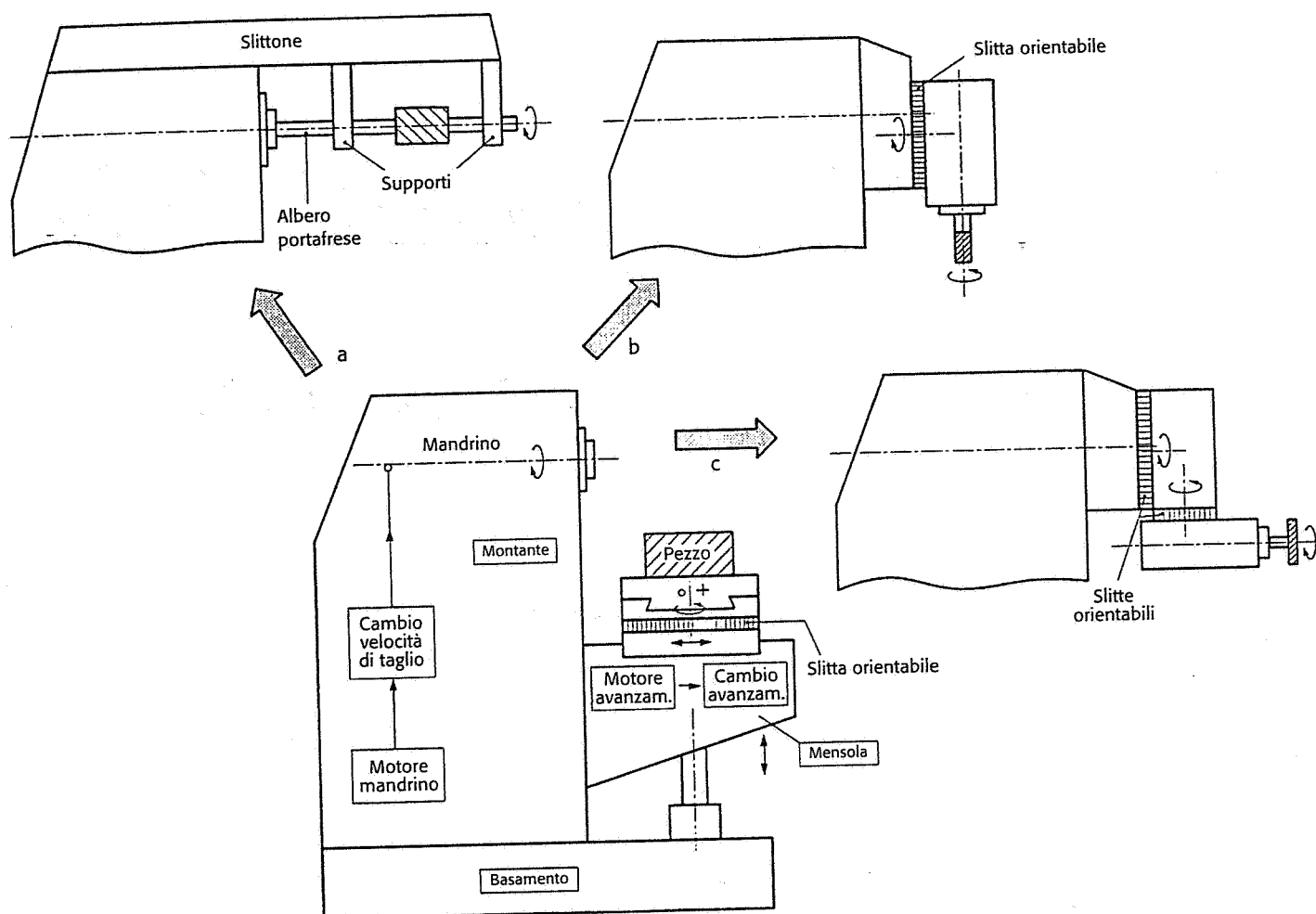



Fig. 10-6 Schema di una fresatrice universale con possibilità di varie configurazioni: *a*), albero portafrese orizzontale montato con slittone e supporti; *b*), testa verticale; *c*), testa universale.

alimentazione al pezzo secondo uno qualunque (*ma non contemporaneamente*) dei tre assi indicati nella stessa figura. Inoltre la presenza della slitta orientabile permette di trasmettere al pezzo il moto di alimentazione con direzione inclinata rispetto al mandrino, purché giacente in un piano ad esso parallelo (possibilità utilizzata nella fresatura di *scanalature elicoidali*).

La fresatrice universale ha varie possibilità di configurazione, mediante *teste* montabili in modo semplice ma lungo, per poter utilizzare varie frese ed effettuare un elevato numero di operazioni diverse. In particolare si può montare uno *slittone* al di sopra del montante per poter sostenere l'*albero porta frese*, collegato al mandrino (per il montaggio di frese a disco e periferiche o di gruppi di frese chiamate *treni di frese*) oppure si può montare la *testa verticale*, che permette di trasformare la posizione del mandrino da orizzontale a verticale, o ancora la *testa universale*, che permette di lavorare con un mandrino ausiliario comunque inclinato rispetto a quello principale della macchina.

Il posizionamento del pezzo sulle macchine fresatrici viene effettuato con morse, con staffe o con attrezzature specifiche (fig. 9-75).

10-2-5 Macchine a moto rettilineo alternativo

La figura 10-7 illustra schematicamente una *limatrice*; l'utensile viene montato su uno *slittone*, che possiede il moto rettilineo alternativo di taglio, trasmesso attraverso cinematismi meccanici o azionamenti oleodinamici. Tra utensile e slittone è posta una testa orientabile che permette di muovere l'utensile, per alimentazione o appostamento, in ogni direzione giacente in un piano normale al moto di taglio.

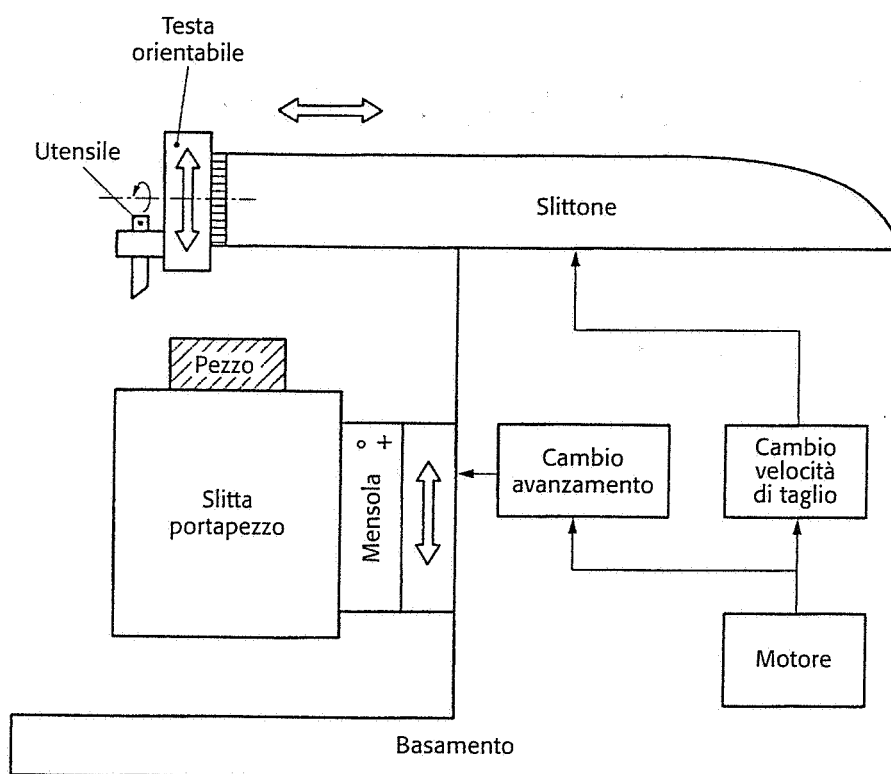



Fig. 10-7 Schema semplificato di una limatrice.

Una mensola può scorrere sulle guide presenti nella parte anteriore della struttura della macchina. Su di essa una slitta portapezzo può muoversi manualmente o automaticamente in direzione normale al moto di taglio.

L'entità e la posizione della corsa sono regolabili.

Il limite principale di questo tipo di macchina è, oltre alla limitazione delle dimensioni dei pezzi da lavorare, la corsa di lavoro eseguibile: essa è infatti limitata a non oltre un metro circa, dall'inflessione che lo slittone subisce sotto l'azione delle forze di taglio, che tende, anche per effetto del gioco sulle guide, ad allontanare l'utensile dalla superficie lavorata, causando errori di planarità della stessa.

La figura 10-8 illustra schematicamente una *piallatrice*. In essa il pezzo, che possiede il moto di taglio, è staffato su una *slitta* che effettua la corsa attiva e quella passiva (solitamente mediante comando oleodinamico) su apposite guide ricavate su un robusto *bancale*, spesso di notevole lunghezza. L'utensile, o gli utensili nel caso di lavorazione contemporanea di più superfici, vengono montati su *teste* che possono muoversi, per alimentazione o appostamento, sui *montanti* o sulla traversa mobile di una robusta struttura a portale. Entità della corsa e sua posizione sono ovviamente regolabili. La piallatrice ha gli stessi limiti di produttività della limatrice, ma, grazie alla sua struttura, permette di lavorare pezzi di notevoli dimensioni e di ottenere mag-

ISBN 88-408-1028-5

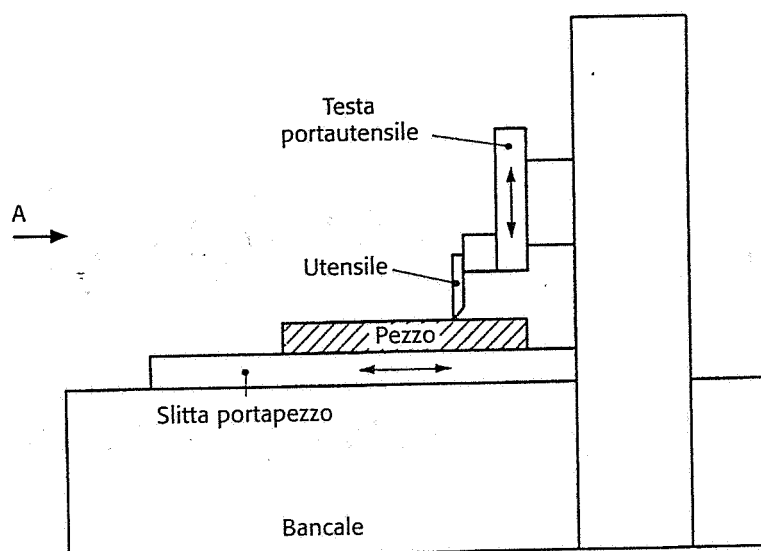
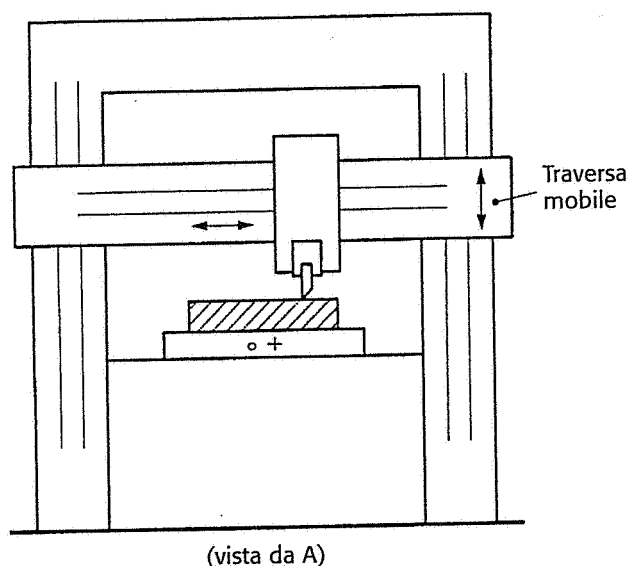



Fig. 10-8 Schema semplificato di una piallatrice.

giori precisioni di lavorazione e corse di lavoro che si estendono per tutta la lunghezza del bancale.

Uno schema della *stozzatrice* è riportato nella figura 10-9. Tale macchina ha, al pari delle altre prima descritte, scarsa produttività e difficilmente permette di ottenere profili interni di forma complessa.

10-2-6 Le rettificatrici

Le rettificatrici sono macchine di estrema precisione, anche se cinematicamente abbastanza semplici, caratterizzate da elevata rigidezza statica e dinamica, precisione di movimento di mola e pezzo, e mandrini montati su cuscinetti di estrema precisione. I cinematismi per il moto di alimentazione rettilineo alternativo sono realizzati con sistemi oleodinamici e i cambi di velocità di taglio e di avanzamento sono realizzati in genere con sistemi a cinghie e non a ingranaggi, per eliminare quest'ulteriore fonte di vibrazioni. L'operazione sicuramente più delicata è la rettifica di interni, nella quale occorrono particolari

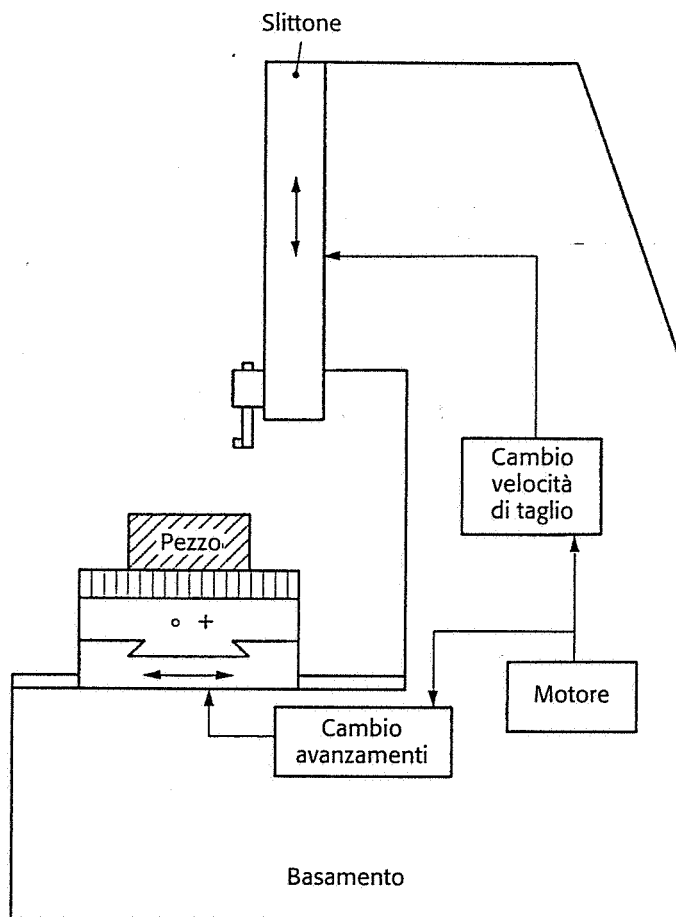



Fig. 10-9 Schema semplificato di una stozzatrice.

soluzioni costruttive (*elettromandrini* o *turbomandrini*, sostentamento pneumostatico, ecc.) per ottenere elevatissime velocità angolari, sino a 150 000 giri/minuto, adatte per mole di piccolo diametro.

Tra i molti tipi di rettificatrici, particolare interesse, per la sua flessibilità operativa, riveste la *rettificatrice universale*, schematizzata nella figura 10-10, nella quale i moti di alimentazione rotatorio e longitudinale sono posseduti dal pezzo, mentre quello di appostamento orizzontale o verticale è posseduto dalla mola. La macchina permette di effettuare le seguenti operazioni:

- rettifica in *tondo per esterni* di superfici su pezzi montati su punta e contropunta, su autocentrante, su spina o su plateau;
- rettifica in *tondo per esterni* di superfici *coniche* con montaggio del pezzo tra punta e contropunta con rotazione della slitta superiore orientabile della tavola portapezzi oppure con montaggio del pezzo su autocentrante o plateau e orientamento angolare della testa portapezzo;
- rettifica in *tondo per interni* di superfici *cilindriche* e *coniche* utilizzando una testa portamola adatta al montaggio di mole da interni e con mandrino ad alta velocità. Il pezzo è montato di sbalzo su autocentrante e nel caso di superfici coniche la testa portapezzo viene orientata angolarmente sulla tavola portapezzo;
- rettifica di *superfici piane* in modo *tangenziale* mediante un'apposita mola montata sulla testa portamola. Il pezzo viene montato sulla tavola portapezzo con morsa, staffe oppure con *piani magnetici*.

ISBN 88-408-1028-5

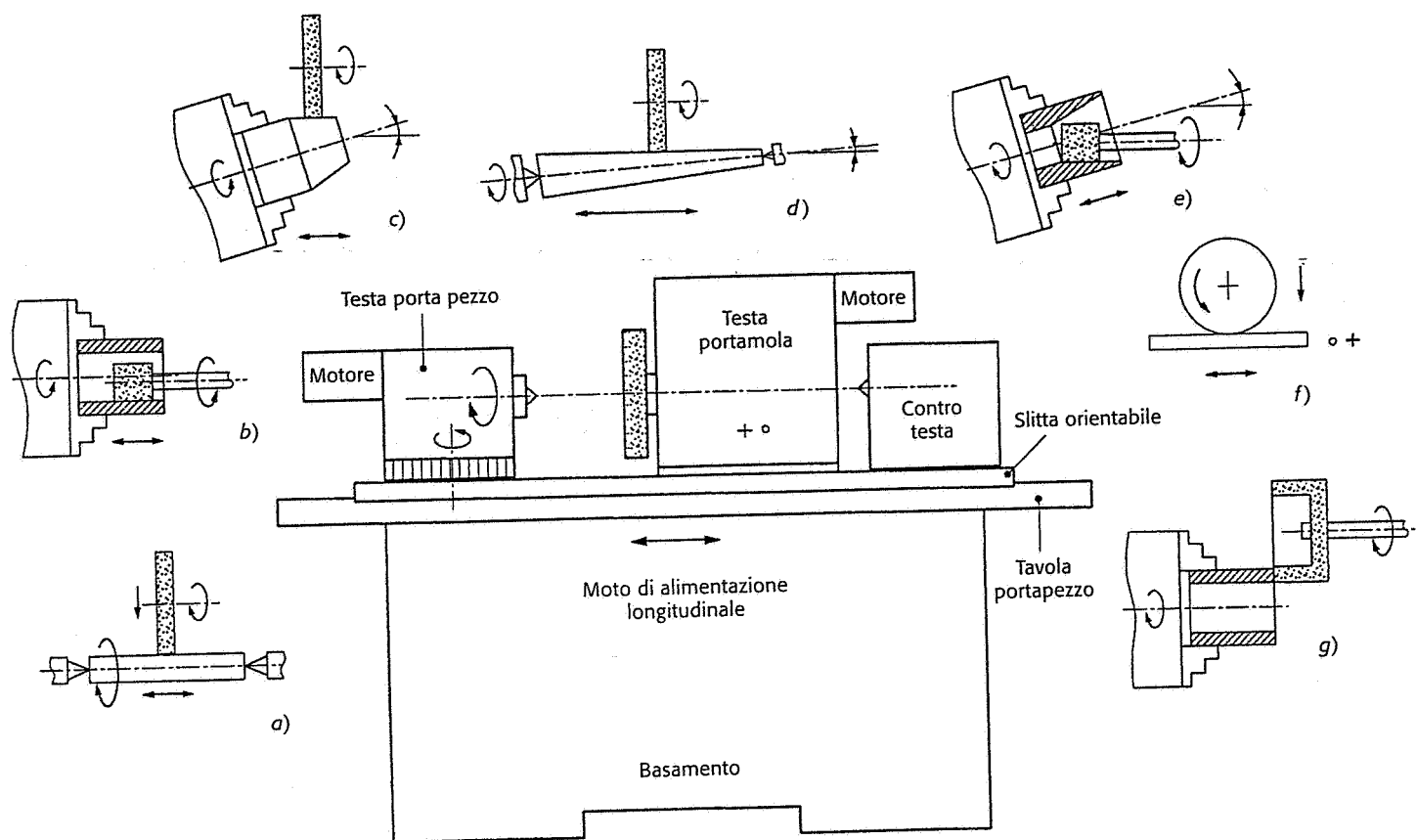



Fig. 10-10 Schema della rettificatrice universale. Lavorazioni effettuabili:
a) rettifica in tondo per esterni; *b*) rettifica in tondo per interni; *c*) rettifica conica esterna con rotazione della testa porta pezzo; *d*) rettifica conica esterna con rotazione della slitta orientabile; *e*) rettifica conica interna con rotazione della testa porta pezzo; *f*) rettifica piana tangenziale; *g*) rettifica frontale di superfici piane con mola a tazza.

10-3 L'automazione delle macchine utensili e la sua evoluzione

10-3-1 Introduzione

Nel settore delle macchine utensili per asportazione di truciolo, il progresso registrato in questi ultimi 30 anni ha riguardato essenzialmente due aspetti: da un lato sono stati prodotti e immessi sul mercato nuovi tipi di *materiali per utensili*, in grado di permettere lavorazioni con produzione oraria di truciolo sempre crescente, dall'altro è aumentato il grado di *automazione* delle singole macchine utensili, orientandosi verso direzioni nuove che hanno cambiato notevolmente il sistema di produrre.

Con il termine *automazione* si intende l'insieme delle tecniche e dei metodi per sostituire o ridurre l'intervento umano in un'attività lavorativa. L'automazione è stata applicata in tutti settori della tecnica e, nell'ambito della produzione meccanica, a tutti i processi. Focalizzando l'attenzione nel settore delle *macchine utensili*, alcuni esempi di strategie dell'automazione sono le seguenti, che sono state usate separatamente o in modo combinato:

- *Combinare le operazioni*; pezzi complessi che richiedono molti tipi di operazioni (fresatura, foratura, alesatura, ecc.) possono essere lavorati su una sola macchina versatile, con il vantaggio di risparmiare il numero di macchine, lo spazio occupato e i tempi di trasporto, montaggio, smontaggio, ecc. Questo concetto ha portato per esempio alla progettazione dei centri di lavorazione.
- *Eliminare l'intervento umano di controllo delle macchine*: per esempio per impostare i vari moti di taglio, avanzamento, appostamento, per cambiare l'utensile scelto per ogni operazione, ecc. Questa strategia riduce i tempi passivi e diminuisce gli errori.
- *Eliminare le operazioni manuali di montaggio e smontaggio* del pezzo sulle macchine mediante meccanismi vari.
- *Effettuare operazioni contemporanee*: è questo il caso della foratura di più fori contemporaneamente, concetto adottato per esempio nei trapani *plurimandrino*, che porta a un notevole risparmio di tempi attivi e passivi.
- *Integrare le operazioni*; ciò significa per esempio collegare le varie macchine in un solo sistema di lavorazione mediante sistemi di movimentazione automatici, riducendo i tempi passivi di trasporto e anche di montaggio/smontaggio. Questa strategia è applicata nelle linee di lavorazione a trasferimento e negli FMS.
- *Prevedere operazioni di controllo dimensionale*, mediante dispositivi di misura in grado di operare sulla stessa macchina, invece di rimandare il controllo a una fase successiva fuori macchina. Ciò riduce il tempo di controllo successivo, permette di correggere rapidamente la macchina, evita di proseguire inutilmente la lavorazione di un pezzo da scartare.
- *Aumentare la flessibilità* di una macchina o di un sistema produttivo; cioè diminuire i tempi di preparazione (*set up*) necessari al cambio di prodotto. Ciò comporta una riduzione dei tempi passivi. Questo è il concetto di base del controllo numerico e di tutte le sue applicazioni.
- *Integrare le varie attività*: un esempio, successivamente descritto in questo capitolo, è l'uso di sistemi CAD-CAM, CAPP e macchine CNC per la progettazione la programmazione della produzione e la lavorazione, considerando il sistema produttivo come un'unica entità integrata e con facilità di scambio di informazioni tra un'attività e l'altra.

Tutte queste strategie sono state applicate, nel corso degli anni, utilizzando le tecnologie disponibili al momento, con *vantaggi* quali: riduzione dei tempi di lavorazione, riduzione dei costi della mano d'opera, miglioramento della qualità del prodotto, miglioramento della produttività (intesa come efficienza della macchina o del sistema), riduzione del coinvolgimento umano e degli errori, aumento della sicurezza dell' operatore.

Ovviamente l'automazione dei sistemi produttivi comporta un'attenta *valutazione e considerazione* di: tipo di prodotto e di produzione, elevato costo iniziale di macchine e dispositivi, problemi di affidabilità e di manutenzione, impiego di mano d'opera con maggiore professionalità e preparazione di base.

ISBN 88-408-1028-5

10-3-2 L'automazione rigida dei sistemi produttivi

La comprensione dell'evoluzione dell'automazione della macchina utensile non può prescindere da un *breve* ma *necessario* cenno alle prime forme di automazione applicate fin dai primi anni del 1900: esse erano trasformazioni delle macchine utensili tradizionali mediante applicazione di *dispositivi meccanici* più o meno complessi aventi la funzione di abbreviare i tempi di cambio utensile, di cambio pezzo, di effettuare più operazioni contemporaneamente su uno o più pezzi, secondo alcune delle strategie prime esposte. Alcuni esempi di queste macchine (i cui dettagli costruttivi sono esposti in testi specialistici) sono:

- *Tornio automatico*: in esso più utensili disposti sia radialmente rispetto al pezzo in rotazione sia assialmente su torrette girevoli, ricevono i moti di appostamento e alimentazione mediante *camme*. I tempi passivi di cambio utensile sono estremamente ridotti, ma quelli di set up, in caso di cambio di tipo di pezzo, sono elevati in quanto occorre realizzare e montare nuove camme.
- *Tornio plurimandrino*: in questo caso il ciclo di tornitura del pezzo viene suddiviso tra più stazioni, ciascuna in corrispondenza di un mandrino. La macchina lavora contemporaneamente più pezzi *uguali*, con notevole riduzione dei tempi attivi e passivi, ma ha gli stessi problemi di set up del tornio automatico.
- *Tornio a copiare*: la macchina è in grado di tornire profili comunque complessi grazie a un dispositivo oleodinamico nel quale un tastatore, seguendo una *dima* (modello semplificato del pezzo, avente lo stesso profilo della generatrice), impone all'utensile gli stessi movimenti. Il problema di questa macchina è evidentemente la dima, che vede essere costruita per ogni tipo di pezzo che si vuole produrre.
- *Trapano plurimandrino*: in questa macchina il moto di taglio e di alimentazione è trasmesso dal mandrino principale a più mandrini sui quali sono montati altrettanti utensili, che pertanto agiscono contemporaneamente. Anche in questo caso si riducono i tempi attivi e passivi, ma in caso di cambio prodotto occorre riposizionare tutti i mandrini e utilizzare attrezzature specifiche (*maschere di foratura*).

Successivamente, passando dalle *macchine isolate* ai *sistemi* di lavorazione, altre strategie di automazione hanno portato allo sviluppo delle:

- *Linee transfer*: la strategia utilizzata è in questo caso l'integrazione tra le diverse operazioni del ciclo di lavorazione, che vengono svolte in un certo numero di *stazioni*, disposte in configurazione *lineare* o *circolare*. Il pezzo, montato su apposita attrezzatura in una stazione di *montaggio*, viene movimentato automaticamente da una stazione all'altra. In ogni stazione viene lavorato da utensili di vario tipo, che possiedono tutti i moti necessari, essendo montati su una *testa operatrice*. È possibile inserire anche stazioni di *controllo* intermedio e di *ribaltamento* dell'attrezzatura portapezzo. In una stazione di *smontaggio* (che coincide con quella di montaggio nella configurazione circolare) il pezzo viene smontato. È questo il sistema di lavorazione che negli anni '50-60 è stato di

uso generalizzato per esempio nell'industria automobilistica o comunque in tutti i tipi di azienda che produceva lo stesso tipo di prodotto in grande serie per vari anni consecutivi. Anche in questo caso gli svantaggi fondamentali sono la bassa flessibilità e i tempi di set up molto elevati.

Queste macchine o sistemi di lavorazione sono oggi quasi completamente scomparse o *molto trasformate* grazie all'applicazione del controllo numerico o forme simili di automazione a base elettronico-informatica: il motivo principale è la loro forma di automazione *rigida*, cioè con notevoli difficoltà ad affrontare rapidi e frequenti cambi di produzione come quelli imposti dalle caratteristiche del mercato attuale.

10-3-3 L'impatto dell'elettronica sulla produzione

Ciò che ha distinto il tipo di automazione più recente è invece la *flessibilità*, cioè la capacità di adattare la macchina e il sistema produttivo nel suo complesso alle rapide variazioni del prodotto. Come sarà chiarito nei paragrafi seguenti, ciò è stato possibile grazie all'utilizzazione delle moderne tecnologie elettroniche e informatiche che, come in altri campi della tecnica e dei beni di consumo, hanno dominato in questi ultimi anni anche il mondo della produzione meccanica.

Il diagramma della figura 10-11 illustra, in funzione del tempo, le tappe fondamentali di questa *rivoluzione elettronica* del mondo produttivo meccanico. I tre momenti essenziali del processo produttivo hanno subito varie evoluzioni, per confluire, intorno agli anni 90, in un sistema produttivo integrato denominato CIM (*Computer Integrated Manufacturing*) e, *forse*, in un prossimo futuro nella fabbrica automatica.

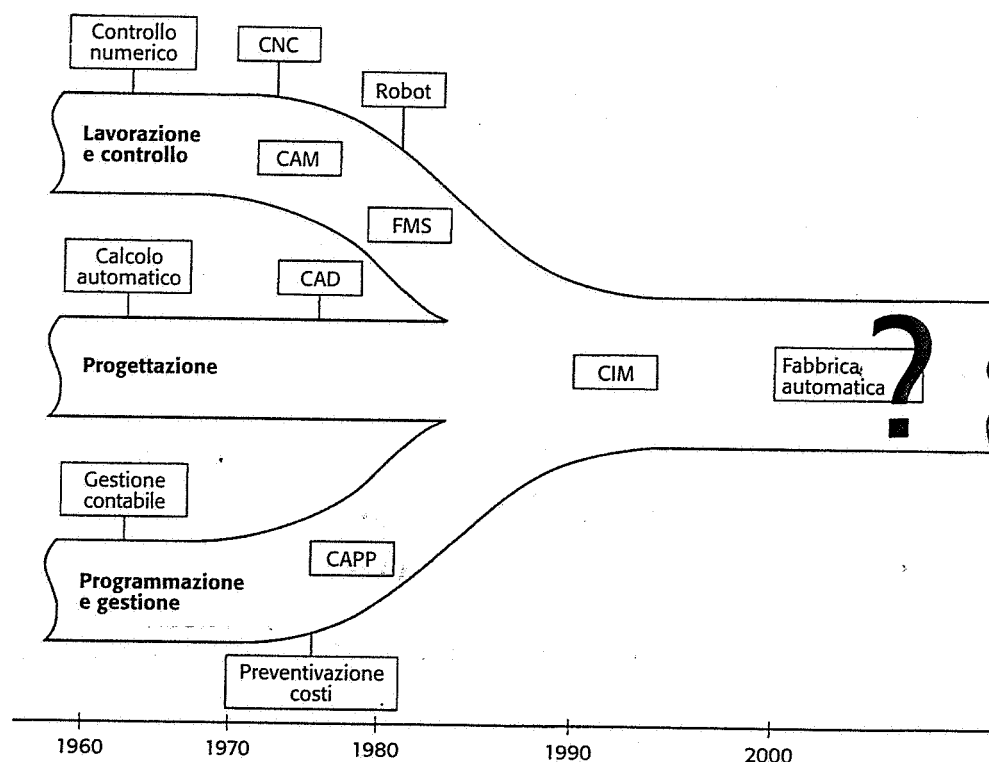



Fig. 10-11 Le tappe fondamentali dell'evoluzione del mondo produttivo meccanico.

ISBN 88-408-1028-5

La fase della *progettazione* ha iniziato a utilizzare l'informatica per le procedure di calcolo strutturale automatico, per arrivare al completo utilizzo delle tecniche CAD (*Computer Aided Design*) con modellazione solida, moderno ed efficace strumento nelle mani del progettista e base di partenza per il processo di integrazione delle varie fasi del processo produttivo (alcuni esempi significativi dell' utilizzo di queste tecniche sono stati descritti nei capitoli precedenti).

La fase della *lavorazione e controllo* ha iniziato a utilizzare le *macchine a controllo numerico* intorno agli anni 60: esse hanno subito un notevole miglioramento dal punto di vista delle prestazioni, della flessibilità e della semplicità di programmazione seguendo in pieno l'evoluzione della tecnologia microelettronica e informatica. Successivamente la tecnica del controllo numerico è stata applicata ai *robot industriali* per risolvere problemi di manipolazione, movimentazione ed esecuzione di compiti ripetitivi o pericolosi per la salute. La stessa tecnica è stata anche utilizzata per le macchine automatiche di *misura* arrivando a un controllo di qualità flessibile e altamente automatizzato. Macchine utensili, robot e macchine di misura, collegate da sistemi di trasporto innovativi, sono oggi utilizzati in complessi produttivi denominati FMS (*Flexible Manufacturing Systems*), basati su un collegamento informatico delle singole unità elettroniche delle varie macchine a un computer centrale.

La fase della *programmazione della produzione* ha sempre utilizzato lo strumento informatico per una vasta serie di attività che vanno dalla gestione delle scorte alla gestione amministrativo-contabile, dalla preventivazione e controllo dei costi all'analisi del mercato. Attualmente l'automazione di questa fase prende il nome di CAPP (*Computer Aided Process Planning*) e tende ad automatizzare completamente i vari aspetti della programmazione della produzione, arrivando, tra l'altro, anche alla programmazione delle macchine utensili a controllo numerico, di quelle di misura e dei robot.

I paragrafi che seguono sono dedicati alle nozioni fondamentali riguardanti i vari aspetti e componenti di questa evoluzione.

10-4 Il controllo numerico

10-4-1 Generalità

Il primo ingresso dell'elettronica nel campo della macchina utensile si è avuto con la tecnologia del *controllo numerico*. Come già illustrato, ogni macchina utensile è caratterizzata da *movimenti* dell'utensile o del pezzo: il moto di taglio, il moto di alimentazione e il moto di appostamento. Le varie macchine utensili e le varie lavorazioni si distinguono anche per la *tipologia* di tali moti. La tecnologia del controllo numerico è sostanzialmente un metodo per *controllare* automaticamente, con elevate precisione e ripetibilità, questi moti sulla base di un *programma* scritto in un opportuno linguaggio.

Tale tecnica permette, per esempio, di controllare contemporaneamente il movimento di alimentazione di un pezzo in fresatura secondo le tre direzioni dello spazio (chiamate in seguito *assi controllati*) ottenendo superfici lavorate di forma complessa, difficilmente ottenibili con altre tecniche.

Questo esempio è utile tra l'altro per capire i motivi per cui il controllo numerico fu impiegato per la prima volta nel 1947 negli USA in campo aeronautico, dove la lavorazione di superfici *sculturate* com-

plesse è molto frequente. Negli anni successivi l'applicazione del controllo numerico alle macchine utensili si è esteso enormemente anche al di fuori di questo particolare settore, interessando la quasi totalità del settore produttivo meccanico.

Infatti le moderne macchine a CN presentano innegabili vantaggi riassumibili in elevata automazione e flessibilità con conseguente riduzione dei tempi passivi e aumento della produzione, miglioramento della qualità del prodotto, riduzione degli scarti, riduzione del costo della mano d'opera in officina, versatilità cioè possibilità di utilizzare una singola macchina (*machining center*) in sostituzione di due o tre altre specifiche (fresatrice, trapano, alesatrice). Non sono comunque da trascurarsi alcune problematiche quali la necessità della nuova figura professionale del *programmatore*, l'elevato costo di acquisto, di manutenzione e di assistenza tecnica di queste macchine.

La figura 10-12 illustra schematicamente il significato di macchina utensile a controllo numerico. L'esempio si riferisce, per semplicità, a un tornio a CN, nel quale il numero di moti di alimentazione da controllare, cioè di assi, è pari a 2: secondo le norme internazionali, di seguito riportate, essi prendono il nome di asse X ed asse Z, quest' ultimo quello del mandrino.

Questi assi corrispondono ai moti di alimentazione dell'utensile nel tornio tradizionale, cioè quello parallelo e quello perpendicolare all'asse mandrino. La differenza essenziale, in questo aspetto, consiste nel fatto che nelle macchine a CN ogni asse ha un suo sistema di movimentazione, basato su un motore elettrico che mette in rotazione una vite collegata cinematicamente al carro portautensili (o portapezzo nel caso di altre macchine) e su un trasduttore che rileva la posizione istantanea del componente in movimento. Motori e trasduttori sono gestiti da un'unità elettronica chiamata *unità di governo*, con

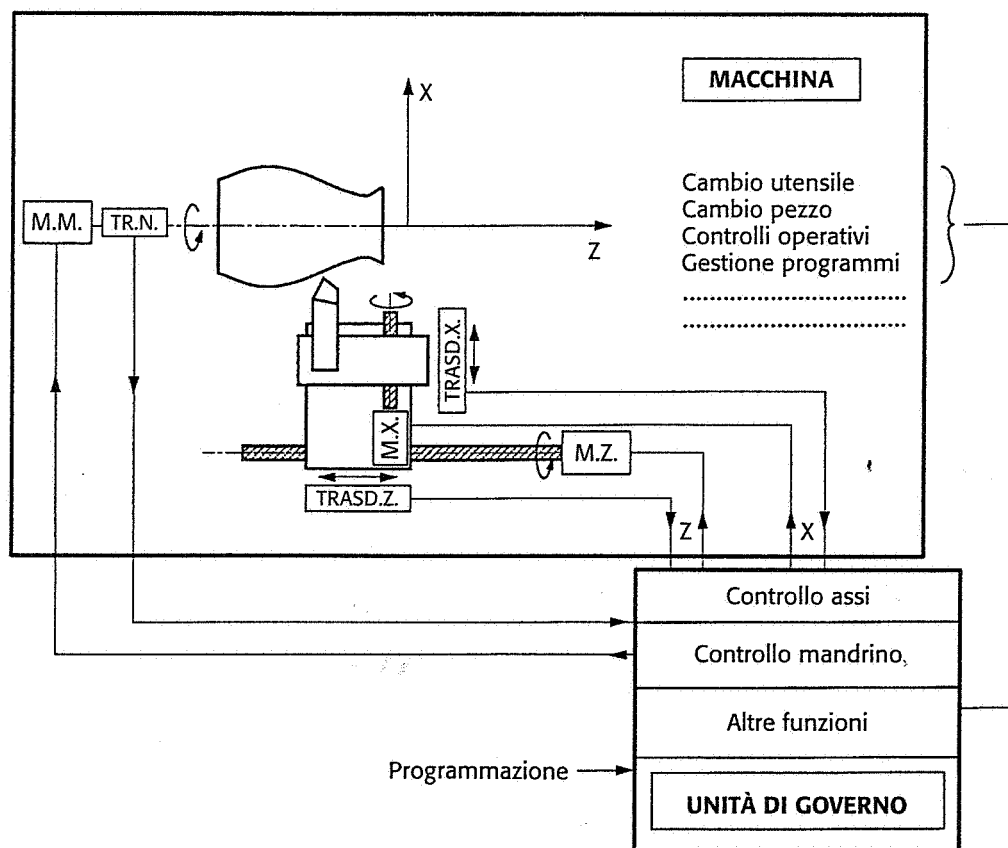



Fig. 10-12 Schema esemplificativo di una macchina a controllo numerico a due assi (tornio).
MM = motore mandrino
TR.N = trasduttore velocità angolare mandrino
TRASD X, TRASD Z = trasduttori di posizione assi X e Z
M.Z, M.X = motori assi Z e X.

ISBN 88-408-1028-5

struttura hardware principale del tutto simile ai comuni calcolatori. Le moderne unità di governo riescono a gestire, sulla base di opportuni programmi, un numero elevato di assi contemporaneamente: nel caso semplice della figura 10-12 la combinazione dei due moti di alimentazione secondo i due assi X e Z permette di ottenere con semplicità superfici cilindriche, piane, coniche, sferiche e anche più complesse.

L'*unità di governo* provvede anche a controllare il moto di taglio mediante un motore e un trasduttore di velocità, in modo da ottenere una gamma *continua* di velocità di rotazione (non a gradini, come nelle macchine utensili tradizionali).

Essendo le macchine utensili a CN altamente automatizzate, l'unità di governo svolge inoltre altre importanti *funzioni* quali per esempio la gestione del sistema di cambio automatico dell'utensile, della movimentazione del pezzo, la esecuzione di una serie di controlli operativi e funzionali, oltre naturalmente la gestione dei programmi di lavorazione come un comune calcolatore.

Il concetto di *flessibilità* produttiva ottenibile con una macchina a CN è subito evidente dal semplice esempio descritto. Infatti la forma del pezzo lavorato dipende dal tipo e dalla sequenza dei movimenti degli assi X e Z, nonché dagli utensili usati, cioè da azioni eseguite e controllate dalla unità di governo sulla base di un programma scritto dall'utente: se si desidera realizzare un pezzo diverso, è (entro certi limiti dimensionali e morfologici) sufficiente *variare il programma* ed eventualmente qualche utensile. Quindi la flessibilità è legata alla possibilità di *programmazione* di queste macchine e alla possibilità di utilizzare magazzini, con utensili richiamabili in lavorazione dal programma stesso.

La figura 10-13 illustra la denominazione, unificata dalle norme internazionali, degli assi controllati nel settore del controllo numerico. Gli assi X, Y, Z sono assi di *traslazione*, quelli A, B, C sono assi di *rotazione* (di solito di tavole portapezzo girevoli). L'asse Z è sempre quello del mandrino e il suo verso positivo è quello in uscita dal mandrino. Gli assi u, v, w sono assi di traslazione per movimenti *secondari* paralleli agli assi principali.
Le macchine utensili a CN si possono classificare nel modo seguente:

- macchine *monoscopo* (torni, fresatrici, alesatrici, rettificatrici, ecc.) che rappresentano l'evoluzione delle macchine utensili tradizionali, alle quali, a parte qualche modifica strutturale e componentistica, è stata applicata la tecnologia del controllo numerico per la movimentazione del pezzo e dell'utensile. Alcune significative immagini di macchine monoscopo sono riportate nelle figure 10-14, 10-15 e 10-16;

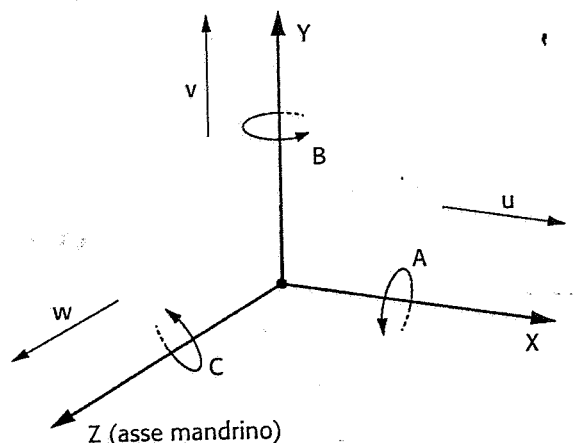



Fig. 10-13 Denominazione unificata degli assi di macchine a controllo numerico.

ISBN 88-408-1028-5

- macchine *multiscopo*, cioè macchine versatili in grado di effettuare vari tipi di lavorazioni. Esse sono i *centri di tornitura* e i *centri di lavorazione* (*machining centers*).

I *centri di tornitura* rappresentano l'evoluzione dei torni: si tratta in pratica di torni a CN dotati di torrette portautensili sulle quali è possibile montare utensili rotanti (punte, frese, ecc.) in modo da effettuare sui pezzi torniti anche lavorazioni di fresatura, di foratura fuori asse, ecc. senza trasferire il pezzo su altre macchine. Tali macchine sono spesso dotate di magazzini utensili molto capienti, di più mandrini per lavorazione contemporanea di più pezzi e di più torrette portautensile. Un esempio con doppio mandrino e doppia torretta è quello riportato nella figura 10-17

I *centri di lavorazione* rappresentano invece l'evoluzione di macchine come fresatrici e alesatrici, quindi con moto di taglio posseduto dall' utensile, che fanno largo uso di sistemi di cambio automatico dell'utensile (ATC: *automatic tool changer*) e di movimentazione del pezzo (shuttle o cambio pallet).

Alcune significative immagini di questo tipo di macchine sono riportate nelle figure 10-18, 10-19 e 10-20.

Data la grande diffusione dei *machining centers* e data la loro importanza nei sistemi FMS, ad essi quasi esclusivamente si farà riferimento nel seguito, ma occorre tenere comunque presente che molte soluzioni meccaniche ed elettroniche sono le stesse usate in tutte le macchine utensili moderne.

Fig. 10-14 Tornio a controllo numerico della ditta CMT (tratto dalla rivista *Tecnologie meccaniche*, gennaio 2000).

ISBN 88-408-1028-5

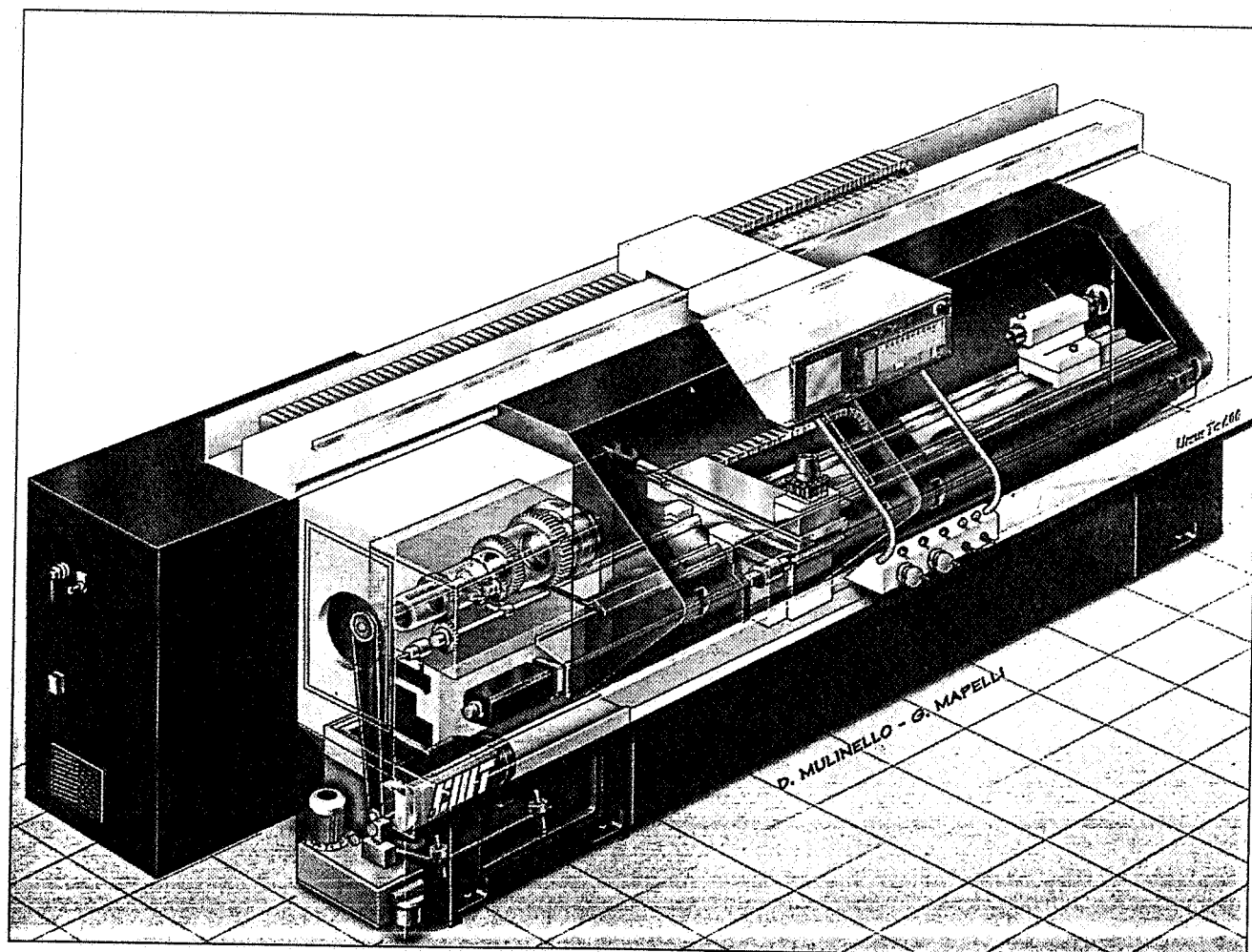
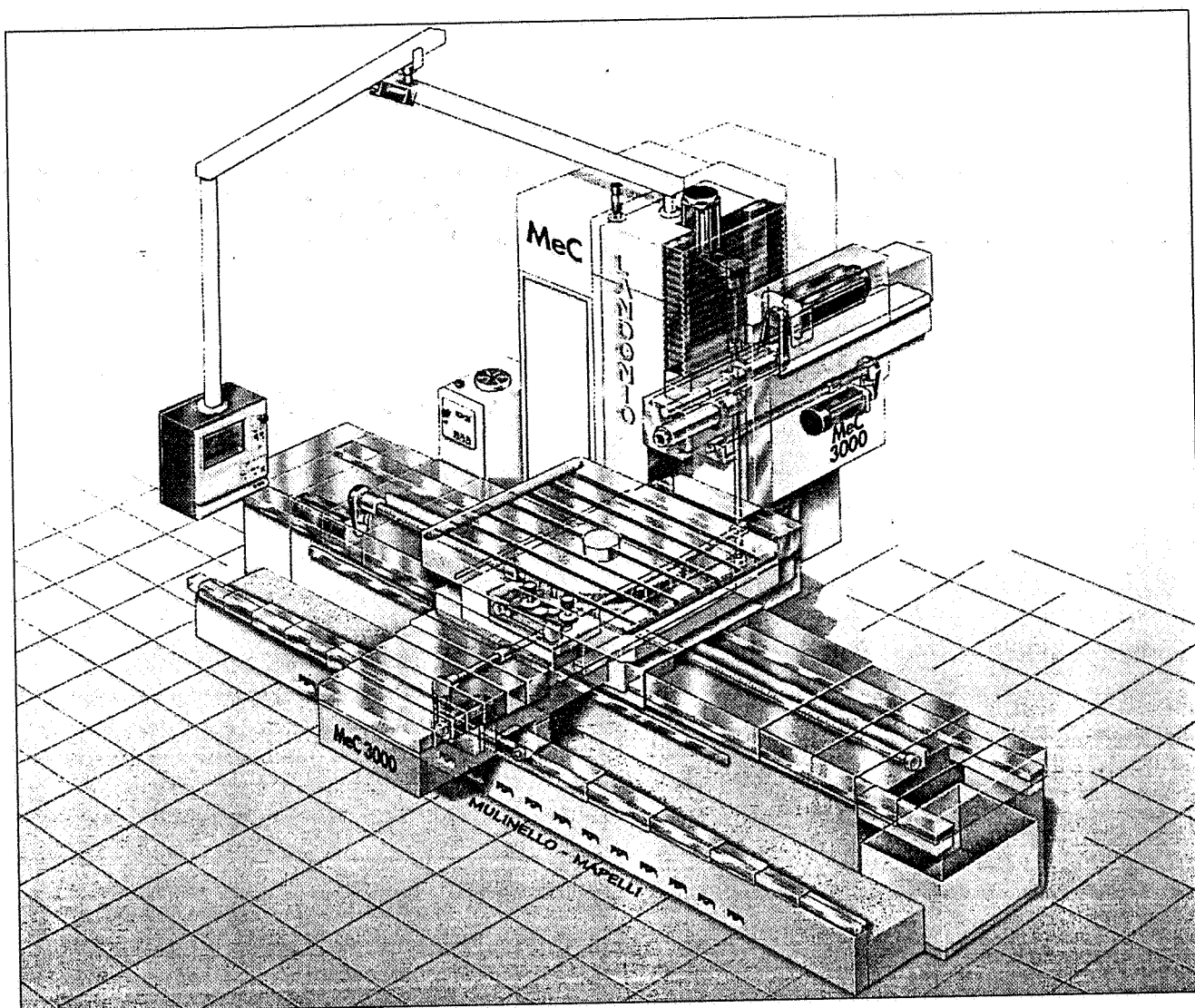



Fig. 10-15 Fresatrice a controllo numerico della ditta Landonio (tratto dalla rivista *Tecnologie meccaniche*, gennaio 2000).

ISBN 88-408-1028-5

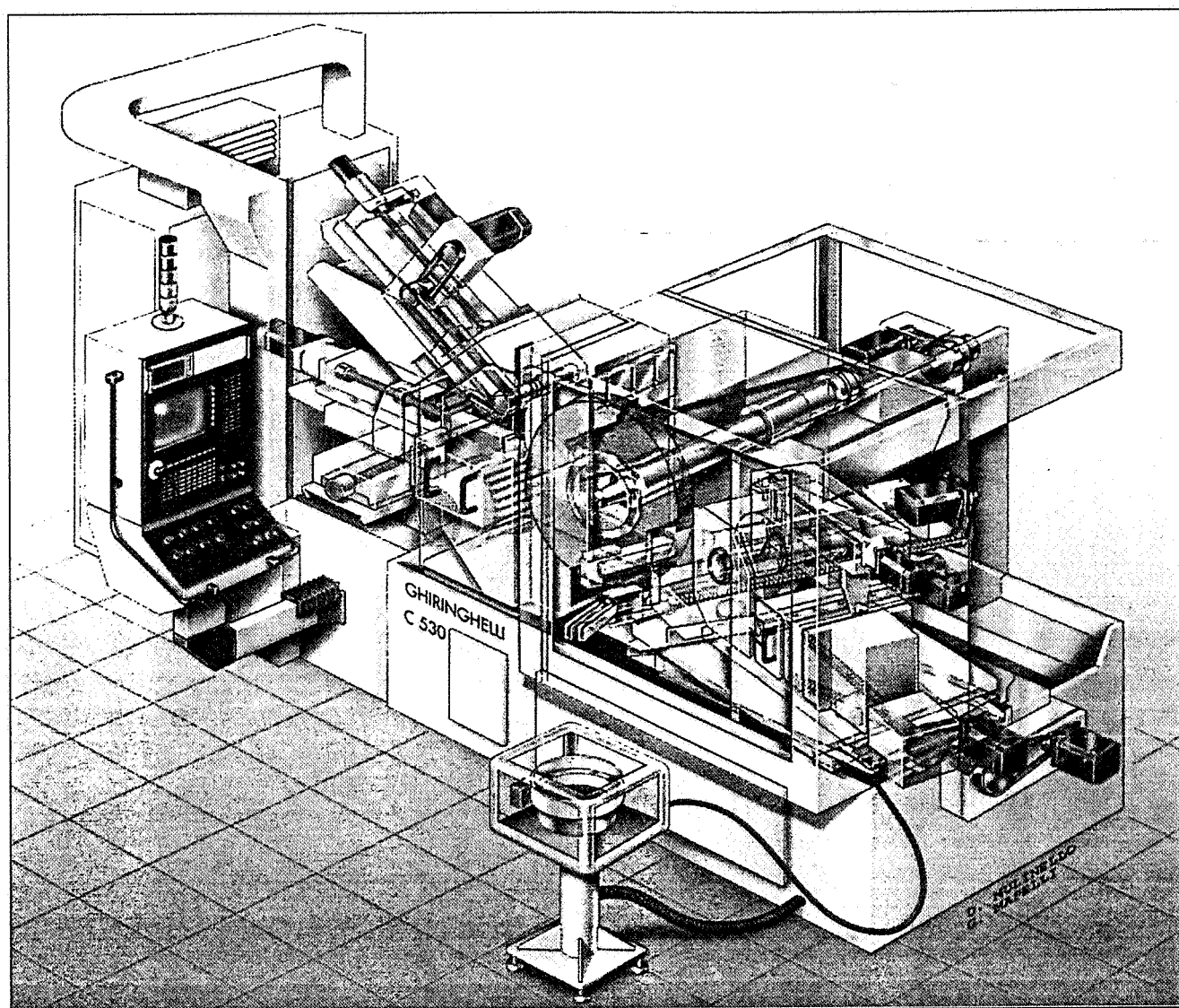



Fig. 10-16 Rettificatrice senza centri a controllo numerico della ditta Ghiringhelli (tratto dalla rivista *Tecnologie meccaniche*, gennaio 2000).

ISBN 88-408-1028-5

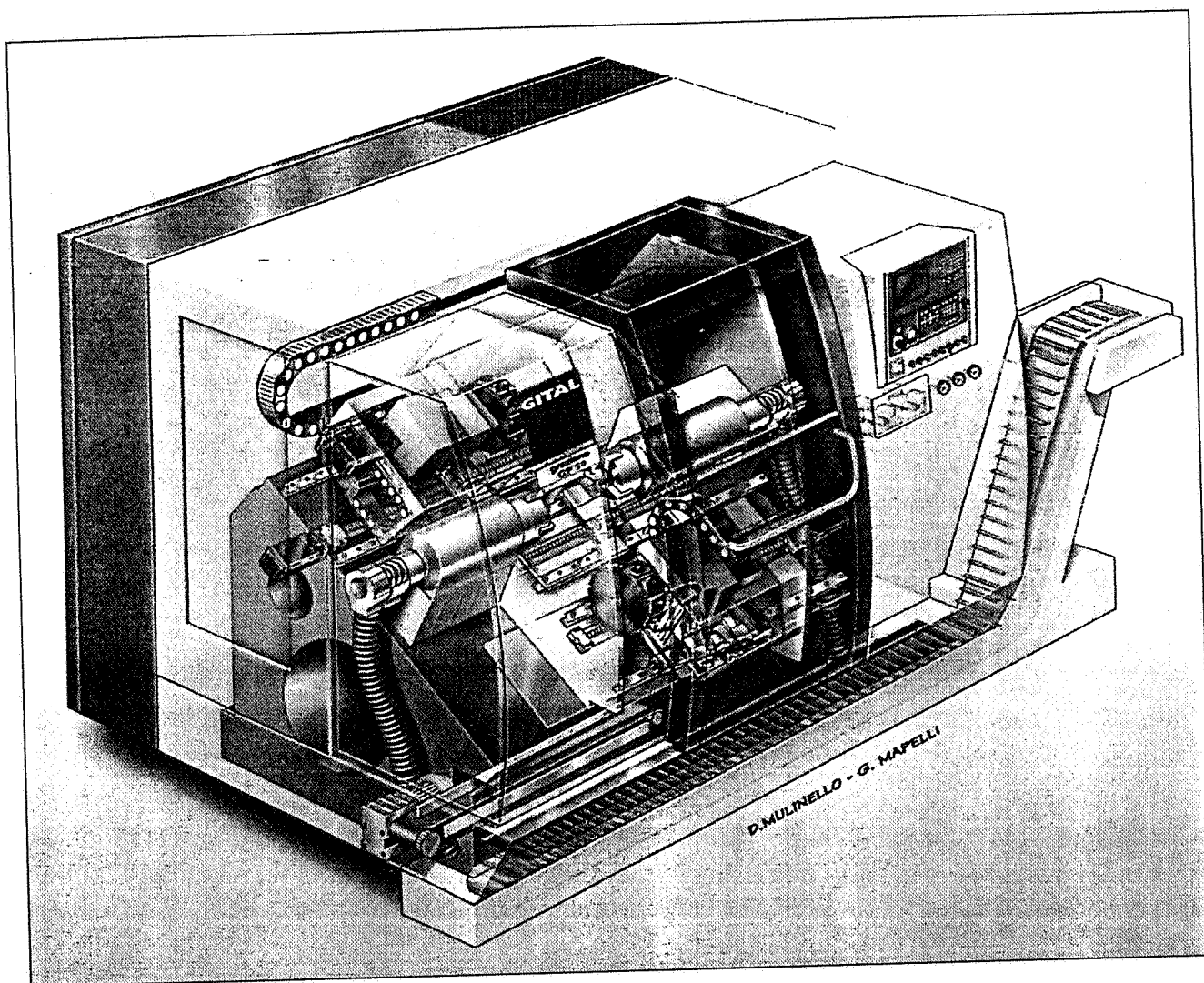



Fig. 10-17 Centro di tornitura a due torrette e due mandrini della ditta Graziano (tratto dalla rivista *Tecnologie meccaniche*, gennaio 2000).

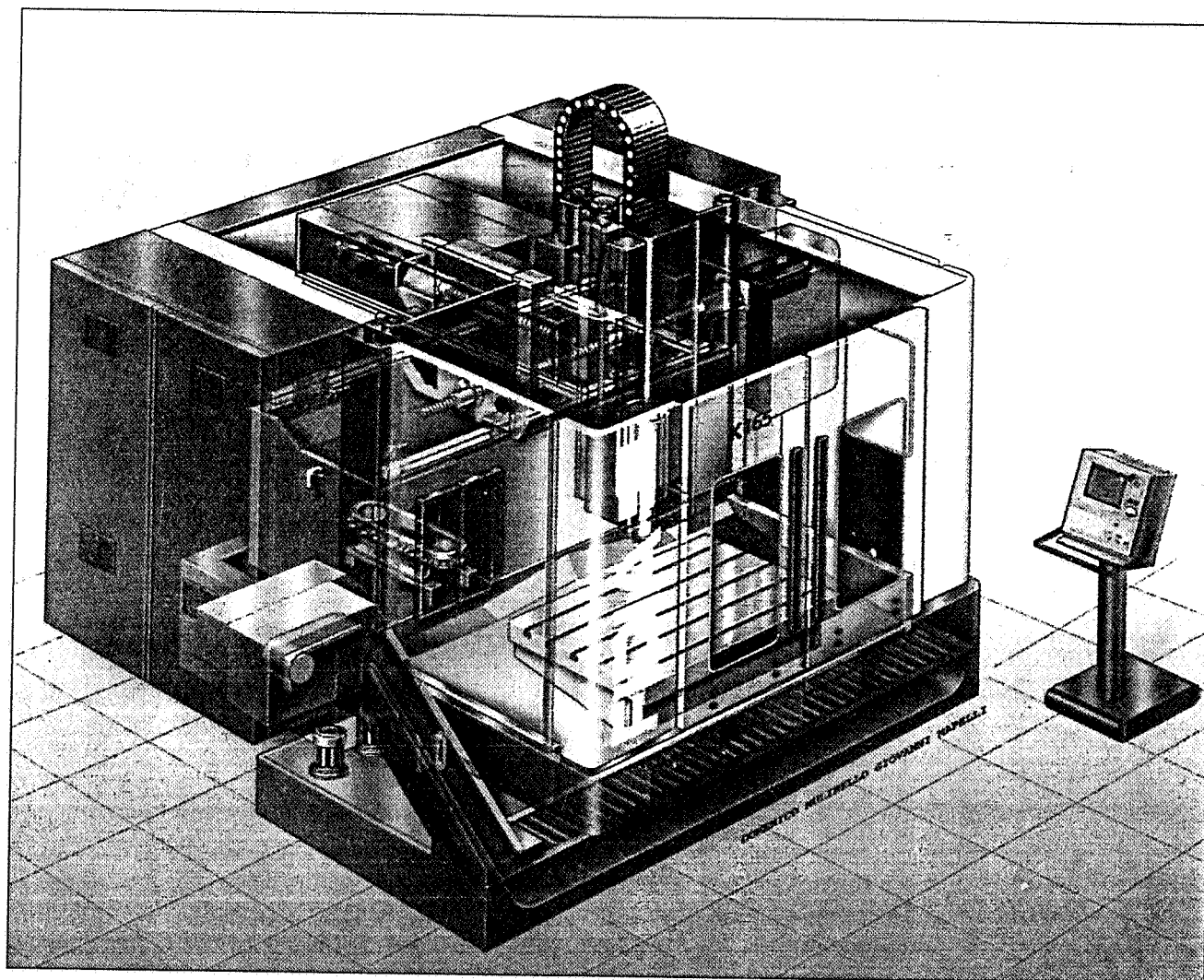



Fig. 10-18 Centro di lavorazione a controllo numerico della ditta Fidia (tratto dalla rivista *Tecnologie meccaniche*, gennaio 2000).

ISBN 88-408-1028-5

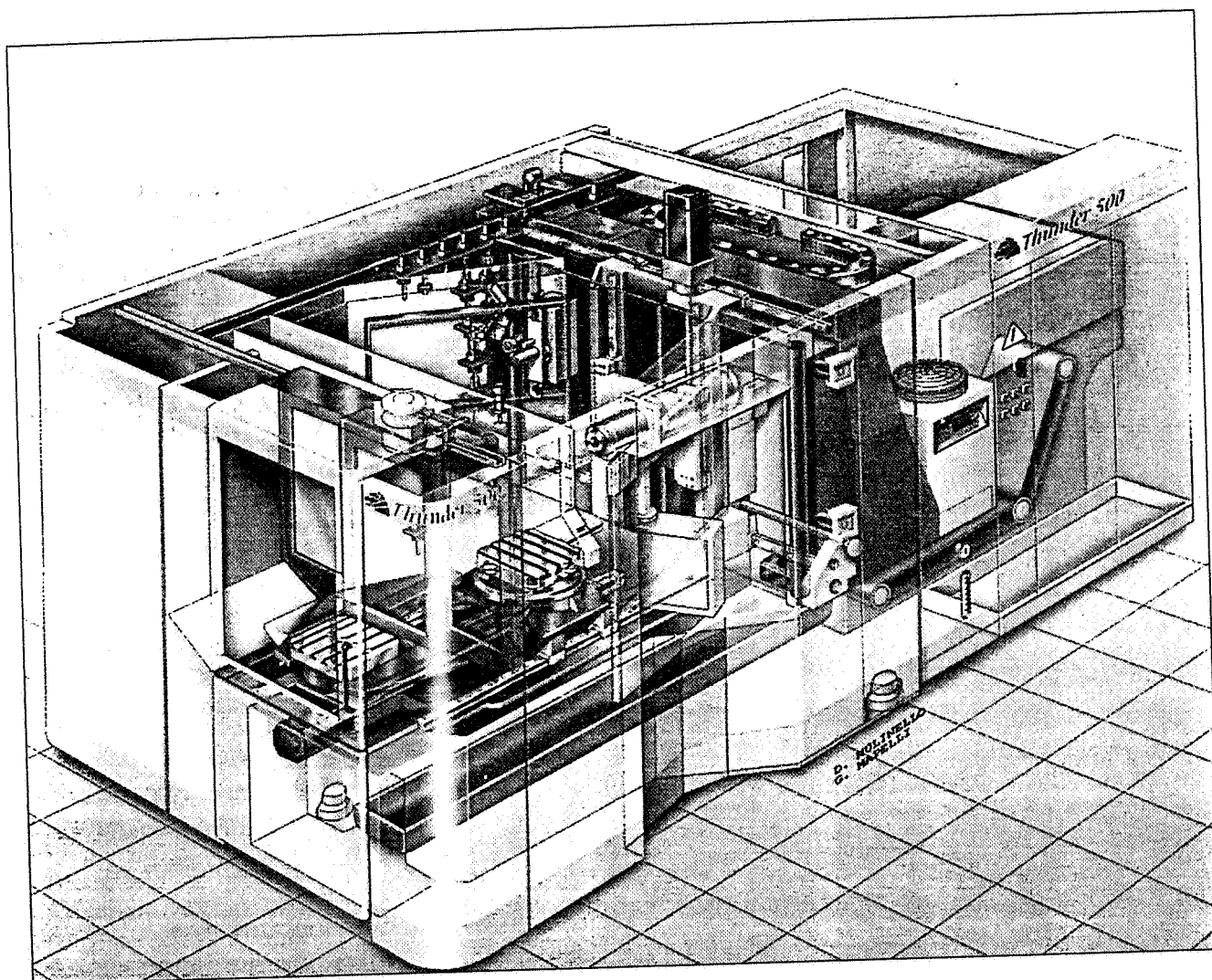



Fig. 10-19 Centro di lavorazione a controllo numerico della ditta Mandelli Industrie (tratto dalla rivista *Tecnologie meccaniche*, gennaio 2000).

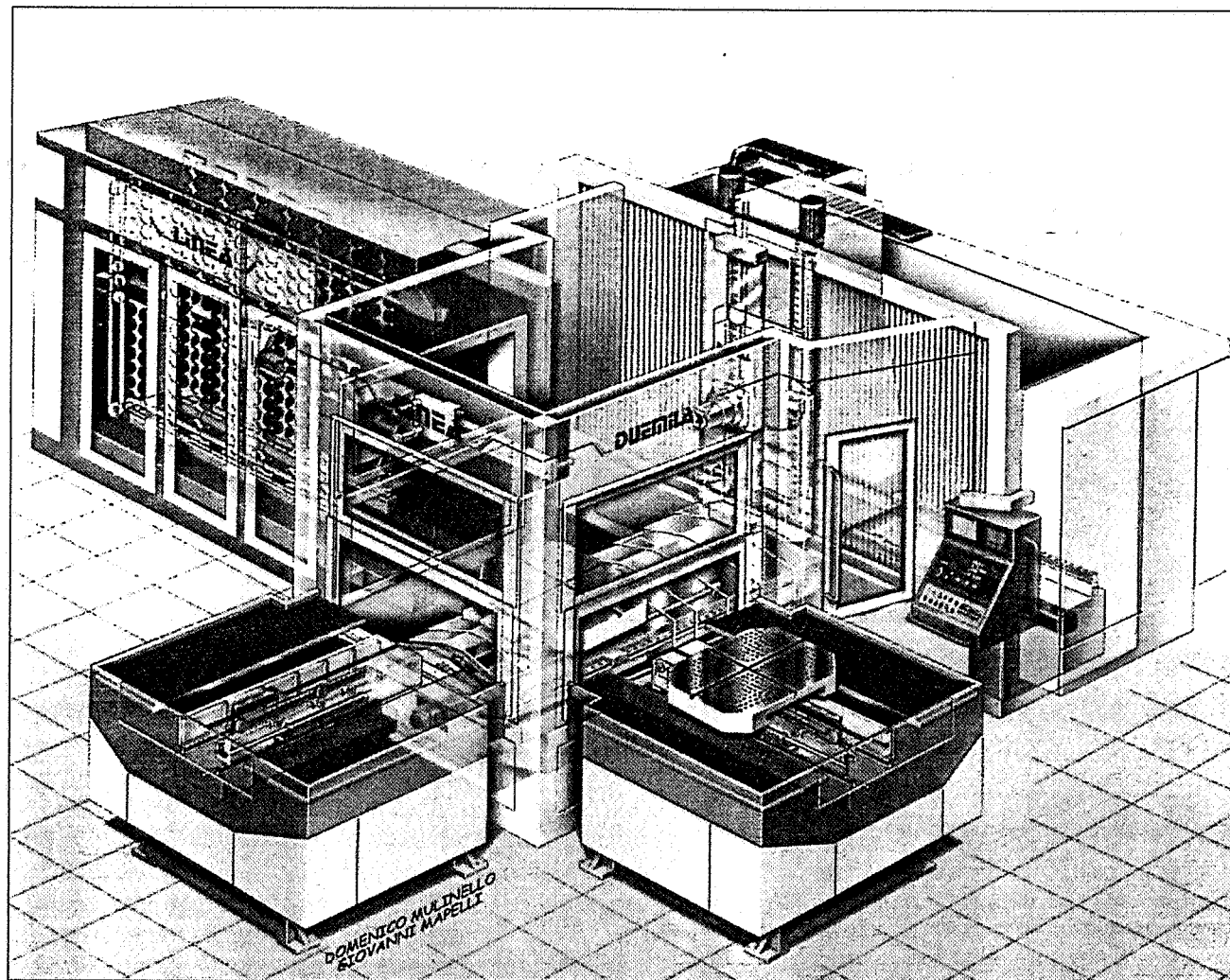



Fig. 10-20 Centro di lavorazione a controllo numerico della ditta Linea (tratto dalla rivista *Tecnologie meccaniche*, gennaio 2000).

10-4-2 I centri di lavorazione a controllo numerico

I centri di lavorazione a controllo numerico sono macchine multiscopo altamente flessibili sulle quali, grazie a un elevato numero di utensili disponibili in un magazzino, è possibile effettuare lavorazioni diverse quali per esempio fresatura, foratura, allargatura, filettatura, alesatura. Queste macchine sono costruite in numerose versioni, di svariate dimensioni, con numero di assi variabile e con vari tipi di attrezzature opzionali.

La distinzione fondamentale si può basare sulla posizione del mandrino portautensili, che può essere *verticale* o *orizzontale*, anche se non mancano realizzazioni nelle quali è possibile variare automaticamente la posizione del mandrino da orizzontale a verticale e viceversa.

La figura 10-21 riporta lo schema semplificato di un centro di lavorazione del tipo a mandrino orizzontale a *quattro* assi controllati. In questo esempio la testa portamandrino si muove secondo l'asse Y, mentre il pezzo si può muovere secondo i due assi di traslazione X e Z e l'asse di rotazione B. Il pezzo viene posizionato sul pallet attraverso

ISBN 88-408-1028-5

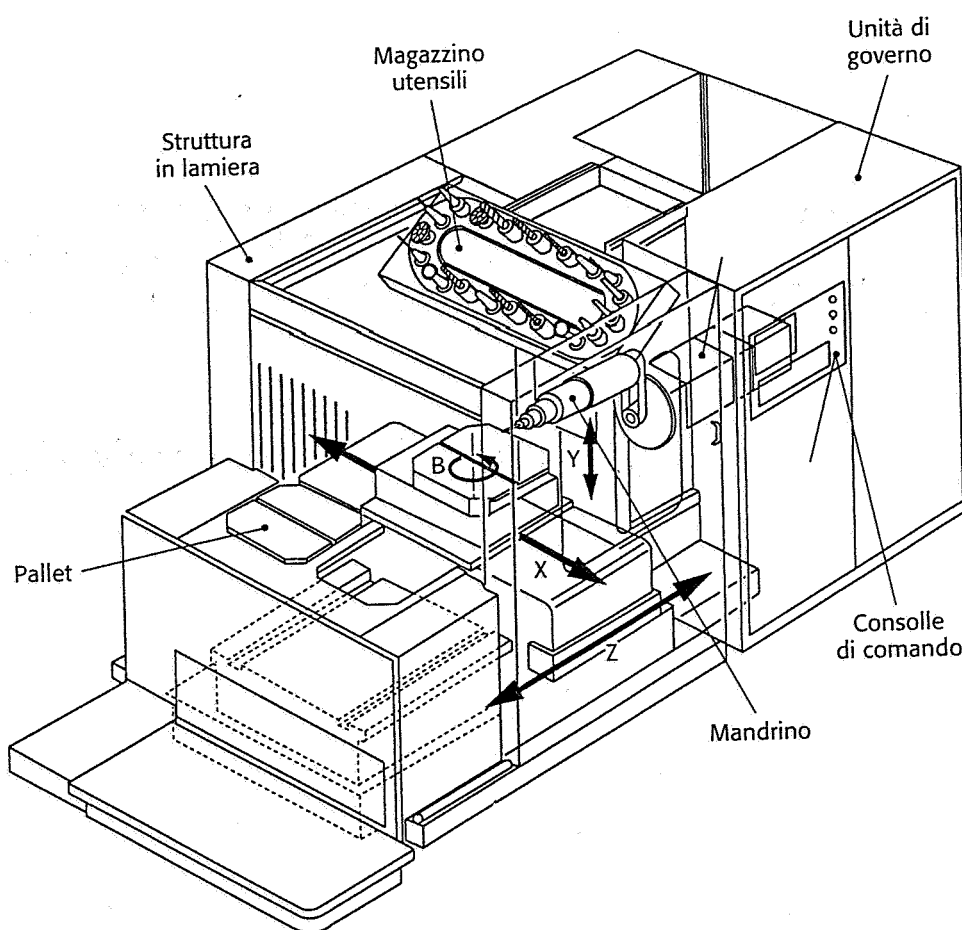



Fig. 10-21 Schema semplificato di un centro di lavorazione a CN a 4 assi controllati.

idonee attrezzature. Tra le specifiche che ogni costruttore fornisce, importanti per la scelta della macchina, si citano le seguenti:

- il campo operativo o *cubo di lav*oro corrispondente alle dimensioni della zona dove il mandrino può operare secondo gli assi di traslazione X, Y e Z: tale informazione è indispensabile per valutare la dimensione massima dei pezzi lavorabili o delle lavorazioni effettuabili;
- la posizione del mandrino (orizzontale o verticale);
- il numero di assi controllati e la massima velocità in rapido;
- la precisione di posizionamento: in genere dell'ordine di ± 0,01 mm o inferiore;
- la potenza al mandrino e il campo di regimi di rotazione;
- il tipo e dimensioni di attacco portautensile;
- il tipo di magazzino e le sue caratteristiche tecniche;
- la presenza o meno del dispositivo per cambio pallet.

Come visibile nelle figure 10-18, 10-19 e 10-20, i centri di lavorazione, a differenza delle macchine utensili tradizionali, sono completamente protetti da strutture in lamiera dotate di ampie finestre dalle quali l'operatore può controllare l'andamento della lavorazione senza rischio di infortuni.

Gli aspetti principali di un centro di lavorazione, che lo distinguono dalle macchine utensili tradizionali, sono illustrati brevemente nei paragrafi che seguono.

ISBN 88-408-1028-5

10-4-2a Struttura e componentistica meccanica

Le esigenze di flessibilità richiesta alle macchine a CN, come l'aumento delle velocità di taglio permesse dai nuovi materiali per utensili e la conseguente necessità di maggiori potenze disponibili, hanno obbligato i progettisti di queste macchine a studiare approfonditamente il disegno delle parti fondamentali della struttura (bancali, teste, montanti, guide, ecc.) in modo da garantire elevata rigidezza statica e dinamica, precisione e ripetibilità di posizionamento degli assi, anche in presenza di variazioni termiche, e capacità di smorzamento di fenomeni vibratori.

I *materiali* impiegati per soddisfare le esigenze strutturali sono le *ghise* e gli *acciai*.

La *ghisa* è un materiale tipico per la realizzazione di *strutture fuse* e permette di ottenere buoni valori di rigidezza ed elevate caratteristiche di smorzamento interno (per la presenza, nella struttura cristallina, di lamelle o fiocchi di grafite). Tuttavia la durezza ottenibile nelle guide di bancali o montanti non è sufficiente ad assicurare un'idonea resistenza a elevati carichi specifici, per cui si ricorre spesso a guide in acciaio riportate meccanicamente sulla struttura base in ghisa. Le parti strutturali in ghisa fusa vengono sottoposte a un trattamento termico di ricottura di stabilizzazione o a invecchiamento per l'eliminazione delle tensioni interne accumulate durante il ritiro di raffreddamento.

L'*acciaio* è normalmente impiegato per *strutture saldate* e ha il vantaggio principale della maggior resistenza a trazione. Al contrario della ghisa, l'acciaio non possiede smorzamento interno, per cui il problema deve essere risolto con un attento progetto della struttura. Com'è noto la temprabilità e la saldabilità di un acciaio sono caratteristiche antitetiche, per cui, anche in questo caso, le guide di scorrimento devono essere costruite in acciaio diverso da quello base della struttura e su di esso riportate meccanicamente. Anche le strutture saldate vengono sottoposte a un trattamento termico di distensione per l'eliminazione delle tensioni residue di saldatura.

Sono state prodotte anche parti strutturali in *calcestruzzo,* materiale che ha ottimo smorzamento interno e stabilità termica e in *compositi polimerici* con elevato rapporto resistenza meccanica/peso.

Le *guide* sono una delle parti più importanti della struttura, in quanto la loro precisione influenza direttamente i risultati della lavorazione. Uno dei problemi più importanti relativi alle guide è riuscire a ridurre l'*attrito* e a mantenerlo costante anche a velocità basse, onde evitare il fenomeno dello *stick-slip,* ossia del movimento a scatti che una parte mobile può avere a basse velocità, quali quelle che si hanno per esempio in un moto di alimentazione in fresatura o foratura. I metodi per risolvere il problema sono essenzialmente tre:

- utilizzare attrito *volvente* anziché attrito radente, impiegando elementi di rotolamento, in particolare guide lineari a ricircolazione di sfere;
- rivestire le guide di strisciamento in acciaio con *materiali plastici* adatti che, oltre a possedere elevata resistenza alla compressione e all'usura e dilatazione termica simile all'acciaio, sono caratterizzati da un coefficiente d'attrito di valore approssimativamente costante con la velocità;
- utilizzare un sistema di *sostentamento idrostatico*, nel quale olio in pressione in apposite cavità mantiene completamente separati i due organi in movimento relativo, annullando così l'attrito.

ISBN 88-408-1028-5

L'organo meccanico certamente più importante in un centro di lavorazione è il *mandrino*: ad esso sono richieste prestazioni elevatissime, in quanto deve lavorare con alte coppie a bassa velocità, per esempio nel caso di fresature di spianatura, e ad alta velocità con piccole coppie, nel caso per esempio di foratura con punte di piccolo diametro. Il mandrino viene solitamente realizzato in acciaio legato ad alta resistenza e montato su cuscinetti di spinta e radiali di elevatissima precisione. Al suo interno si trova un meccanismo per il bloccaggio del portautensile, dispositivo indispensabile per il funzionamento del cambio utensile automatico, illustrato nel seguito. Piuttosto diffusi sono anche gli *elettromandrini*, cioè mandrini ad accoppiamento diretto, senza organi di trasmissione, con il motore elettrico: essi trovano conveniente impiego nei casi in cui la velocità angolare richiesta al mandrino sia dell'ordine di 10 000-15 000 giri/min e oltre.

Un altro particolare interessante che distingue le macchine a CN in genere da quelle tradizionali è il largo uso di *viti a ricircolazione di sfere* in sostituzione di quelle a strisciamento. Tali viti vengono generalmente messe in rotazione da un motore elettrico e generano il movimento rettilineo di ogni asse controllato del centro di lavorazione. Lo schema di un sistema vite-madrevite a ricircolo di sfere è illustrato nella figura 10-22: in pratica l'attrito di strisciamento è sostituito da quello di rotolamento grazie all'interposizione di elementi rotolanti (sfere) tra i filetti della vite e quelli della madrevite. Le caratteristiche principali di questi componenti meccanici sono:

- Elevato rendimento (maggiore del 90%) che permette quindi di usare basse coppie per l'avanzamento della tavola e di ottenere durate elevate.
- Il gioco tra vite e madrevite è molto ridotto (dell'ordine di qualche micron) e può essere quasi annullato mediante precarico. Questa caratteristica è molto importante, in quanto favorisce l'uso di trasduttori di posizione indiretti piuttosto che diretti, di costo generalmente superiore. Se il gioco è ridotto gli errori che si commettono nel controllo dell'asse sono trascurabili.
- L'eliminazione dell'attrito di strisciamento permette di evitare il fenomeno dello *stick-slip* e di ottenere movimenti continui a velocità bassissime.
- Il loro costo è piuttosto elevato, data la precisione con cui sono costruiti i profili dei filetti della vite e della madrevite.

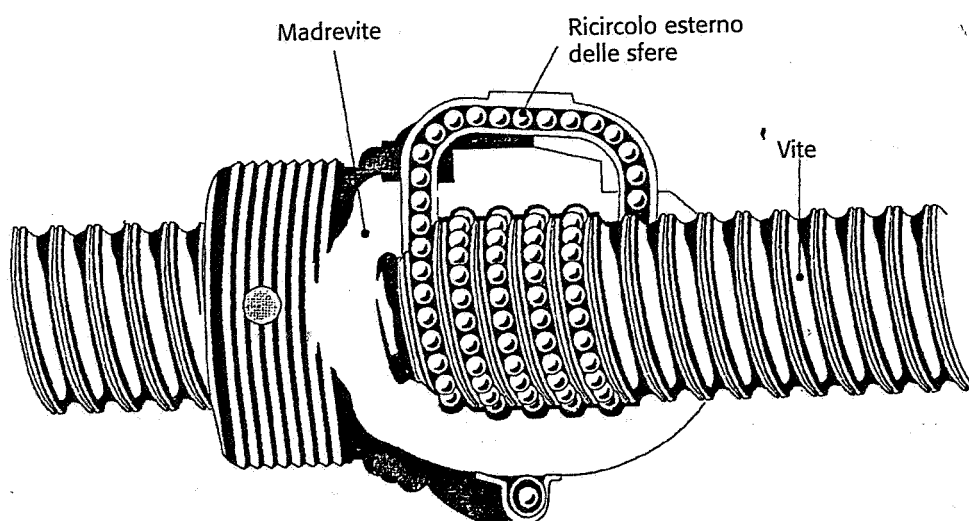



Fig. 10-22 Schema di una vite a ricircolazione di sfere.

- Occorre tenere conto della reversibilità del moto, istallando dei contrappesi nel caso, in cui questo fatto costituisca un problema.

10-4-2b Utensili e portautensili

Le molte lavorazioni effettuabili su questo tipo di macchina e la conseguente necessità di cambio automatico dell'utensile, richiedono un'*interfaccia* standardizzata tra utensile e mandrino. Tale interfaccia è il *portautensile*: ai fini funzionali è possibile distinguere due parti, una *inferiore* tronco conica con flangia, avente funzione di collegamento al mandrino della macchina, e una *superiore* avente funzione di alloggiamento utensile.

La parte inferiore è disponibile secondo due tipologie standardizzate, quella ISO e quella HSK, illustrate nella figura 10-23. In ambedue i tipi la parte tronco-conica si adatta al foro conico presente sul mandrino e permette un corretto *centraggio* dell'utensile rispetto all'asse mandrino; la particolare forma della flangia (gola) ha lo scopo di facilitare le operazioni di manipolazione del gruppo portautensile-utensile nel magazzino. Nel *tipo ISO* anche il riferimento *assiale* è svolto dalla parte conica. Il *codolo* a fungo viene afferrato dal dispositivo di trazione che si trova all'interno del mandrino, onde trattenere in posizione il portautensile nel madrino. Le due scanalature sulla flangia servono per la trasmissione della coppia durante il taglio, grazie all'accoppiamento con un dente di trascinamento presente sulla parte anteriore del mandrino.

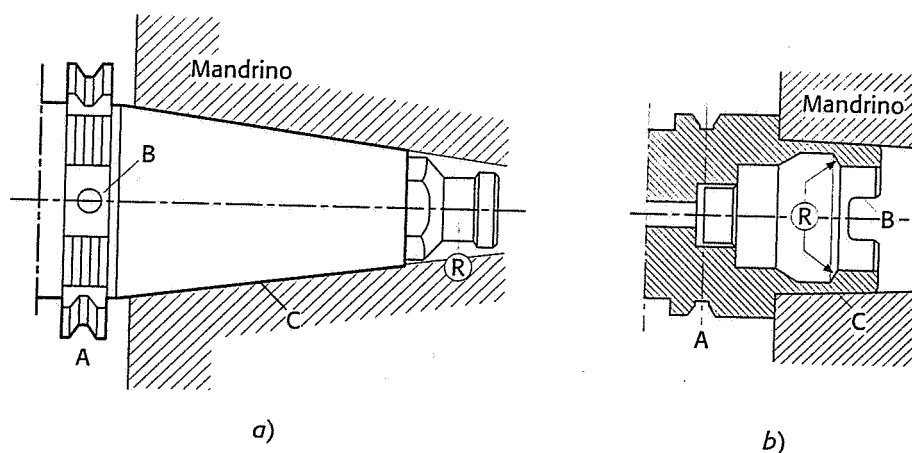



Fig. 10-23 Portautensili standard tipo ISO (a) e tipo HSK (b) per centri di lavorazione a CN (lato mandrino).
C: parte conica di centraggio nel mandrino; A, flangia per manipolazione; B: scanalatura per trasmissione della coppia, R, dispositivo di ritenzione.

Nel *tipo HSK* il corpo del portautensile è cavo (*Hollow Shaft*) e il dispositivo di ritenzione agisce in detta cavità dall'interno verso l'esterno: inoltre la posizione assiale è stabilita dal contatto tra mandrino e un'apposita superficie di battuta presente sul portautensile. La trasmissione della coppia può avvenire o con lo stesso sistema del tipo ISO oppure tramite scanalature poste alla base inferiore della parte troncoconica. Grazie alla sua concezione (minore massa, ritenzione dall'interno, contatto assiale su superficie piana) il tipo HSK possiede maggior rigidezza statica e dinamica, migliore precisione assiale e radiale, minore massa, maggiore sicurezza operativa ed è pertanto più adatto del tipo ISO per le lavorazioni ad alta velocità (regimi di rotazione di 20 000-40 000 gir/min e oltre): infatti, in questi casi, le elevate forze centrifughe provocano espansione radiale del mandrino maggiori di quelle del portautensile di elevata massa, con conseguente incertezza di posizionamento radiale e assiale per il tipo ISO.

ISBN 88-408-1028-5

La parte *superiore* (*indipendentemente* dal tipo ISO o HSK) è invece variabile da un portautensile all'altro in quanto si deve adattare ai vari tipi di utensile (maschi, punte a elica, alesatori, frese a codolo, frese a disco, frese frontali, ecc.) con geometrie diverse ed esigenze di montaggio diverse. Sul mercato sono oggi disponibili portautensili per poter montare sul mandrino qualunque utensile normalmente impiegato nelle lavorazioni. Alcuni esempi sono illustrati nella figura 10-24.

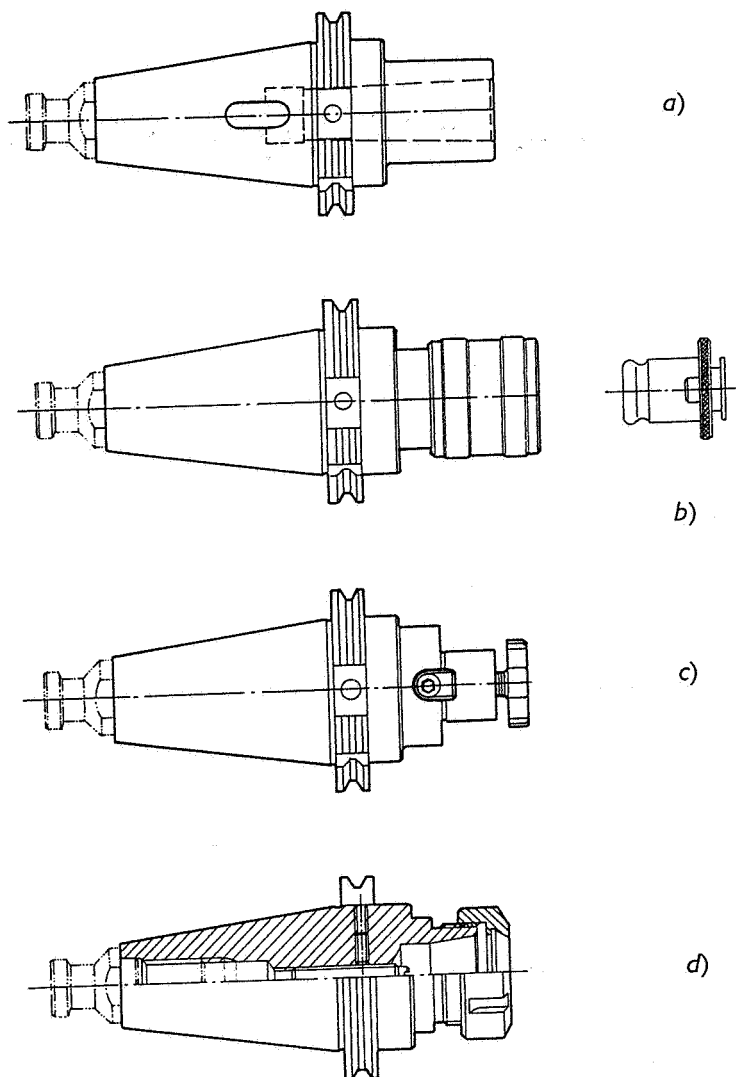



Fig. 10-24 Portautensili tipo ISO per il montaggio di vari tipi di utensili. *a*) per punte a elica con cono Morse; *b*) per utensili maschiatori con portamaschio flottante; *c*) per frese a manicotto; *d*) con pinza elastica per frese a codolo.

Prima di montare un utensile nel magazzino di un centro di lavoro, è indispensabile misurare le due quote **D** e **L** oppure regolare e misurare la quota *D* per utensili tipo teste ad alesare (fig. 10-25). Le due quote **D** ed **L** sono dette *correttori* dell'utensile. I correttori vengono utilizzati dall'unità di governo per tenere conto, nel posizionamento degli assi, della diversa lunghezza dei vari utensili e, in fresatura, per poter programmare direttamente la geometria del profilo desiderato indipendentemente dal diametro della fresa usata (par. 10-4-4a). L'operazione di misura e/o regolazione che permette di rilevare il valore dei correttori si chiama *presetting* e viene normalmente eseguita su semplici dispositivi di misura a controllo numerico.

La preparazione degli utensili comprendente il loro *montaggio* nei portautensili, il *presetting*, il *controllo* e la *memorizzazione dei corret-*

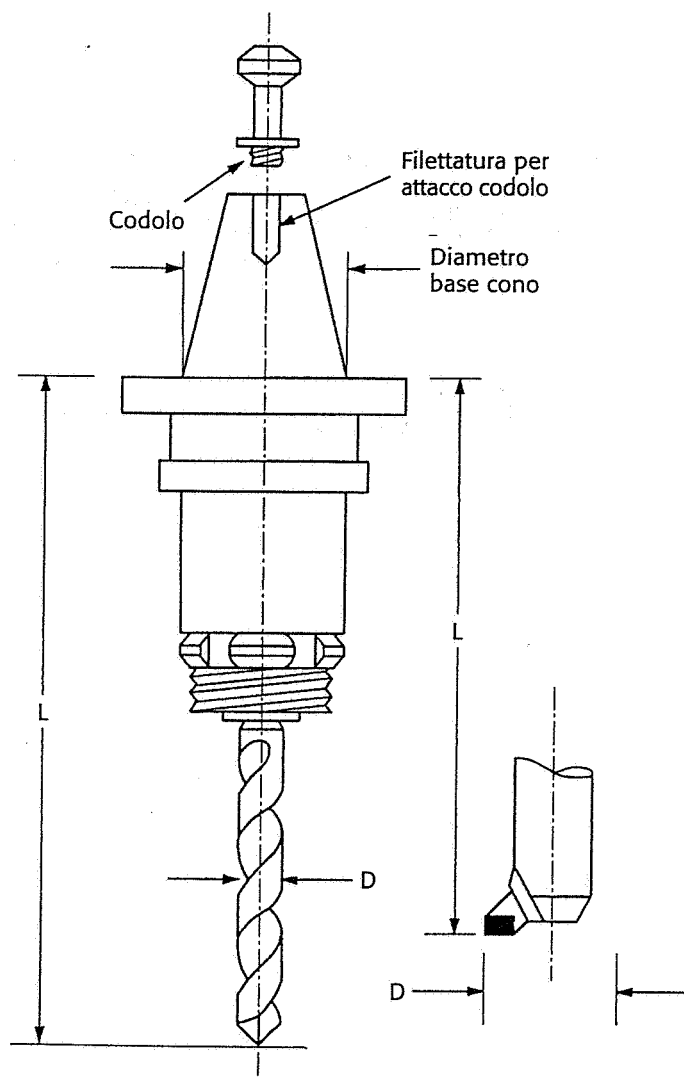



Fig. 10-25 Significato dei correttori D e L di utensili per centri di lavorazione a CN.

tori viene fatta in un apposito locale, la *tool-room*, opportunamente attrezzato, di cui sono dotate tutte le industrie che lavorano con i centri di lavorazione a CN. I valori dei correttori devono essere noti all'unità di governo della macchina e ciò può avvenire in vari modi:

- inserimento nella flangia del portautensile di un *chip magnetico* (dispositivo a lettura e scrittura) sul quale sono memorizzati i correttori, i cui valori, insieme ad altri dati utili, possono essere letti senza contatto tramite apposite teste di lettura a bordo macchina;
- metodo simile al precedente, ma utilizzante un'*etichetta*, riportante e varie informazioni, tra cui i correttori, codificate a barre, leggibile a bordo macchina con un lettore laser;
- trasmissione della tabella dei correttori dei vari utensili dal computer della tool room alle varie unità di governo, tramite rete o tramite floppy disk;
- semplice immissione manuale dei valori dei correttori dalla consolle di ogni unità di governo. Questo metodo, sempre possibile, è tuttavia sconsigliato per le alte possibilità di errori.

ISBN 88-408-1028-5

10-4-2c Magazzini utensili

Un'importante parte del centro di lavorazione è il magazzino utensili, utilizzato per avere una larga disponibilità di utensili a bordo macchina in modo da assicurare una flessibilità operativa sufficiente alla lavorazione di un elevato numero di pezzi diversi con tempi passivi, dovuti al cambio utensile, ridotti al minimo. Le tipologie di magazzini realizzati sono molte; le loro caratteristiche essenziali sono le quattro seguenti:

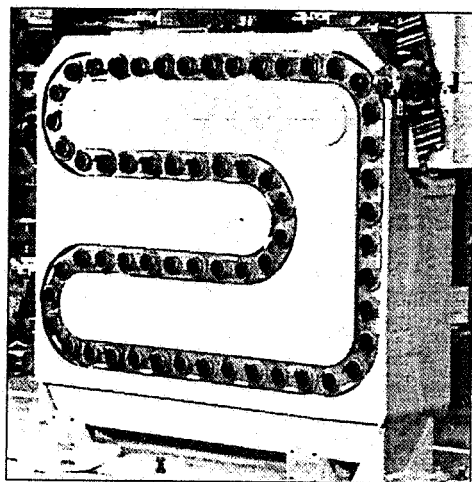
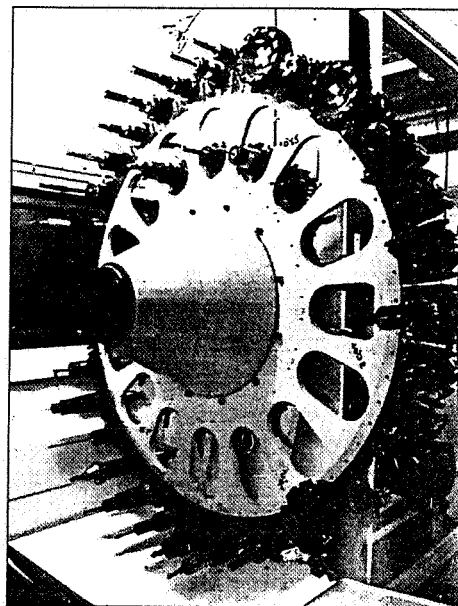
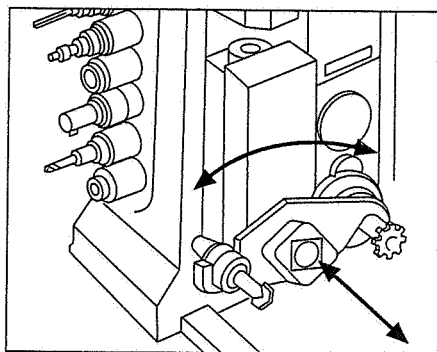
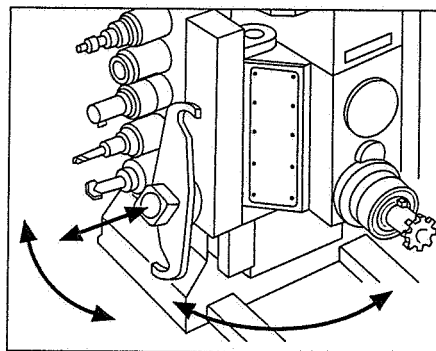
- *Dispositivo di cambio utensile.* È il meccanismo automatico che esegue la sostituzione dell'utensile nel mandrino con quello scelto dal programma, che si trova nel magazzino. Sono state proposte moltissime soluzioni e, tra esse, quelle che hanno avuto maggior successo sono quelle basate sulla presenza di un *braccio scambiatore*, dispositivo meccanico dotato di vari movimenti e di pinze per poter afferrare i portautensili in corrispondenza della apposita flangia (fig. 10-23). Ciò che può cambiare da costruttore a costruttore è la forma del magazzino: principalmente esistono magazzini a *tamburo rotante*, a *rastrelliera* e a *catena*. In particolare quest' ultima soluzione si presta a risolvere i casi in cui il magazzino deve contenere un numero molto elevato di utensili in uno spazio limitato e favorisce la *modularità* cioè l'espandibilità del magazzino quando è richiesto. La figura 10-26 illustra in modo sintetico e semplificato queste soluzioni. I problemi fondamentali per il progettista di questi sistemi ATC (*Automated Tool Changer*) e gli aspetti più importanti sono:

  a) Evitare che il mandrino debba muoversi dalla posizione precedentemente raggiunta, durante il cambio utensile: il movimento e il riposizionamento del mandrino rappresenta un'inevitabile fonte di errore, aspetto molto importante per esempio nel ciclo di lavorazione di fori con interesse tollerato strettamente. Questo aspetto è di difficile soluzione e pochi sono gli esempi realizzati.

  b) Far eseguire parte delle operazioni necessarie per il cambio utensile in ombra con la lavorazione, per diminuire i tempi passivi. La maggior parte delle soluzioni progettuali prevedono che l'utensile successivo a quello in lavorazione sia portato nella posizione di cambio, nelle immediate vicinanze del mandrino, *durante* la lavorazione. Per fare questo occorre evitare che le vibrazioni generate dal movimento del magazzino carico di utensili influenzino negativamente la lavorazione in corso.

  c) La ricerca dell'utensile scelto è di tipo *bidirezionale*, cioè il magazzino a tamburo o a catena ruota nel senso che permette il raggiungimento dell'utensile nel tempo più breve.

  d) La maggior parte dei magazzini possono essere gestiti in modo *random*, cioè ogni utensile prelevato dal mandrino non viene ricollocato nella stessa posizione che aveva all'atto del montaggio, ma al posto di quello oggetto dello scambio. Anche questo accorgimento contribuisce alla riduzione del tempo di cambio utensile.

- *Sistema di selezione utensili:* si intende con questo termine il metodo con il quale la macchina reperisce nel magazzino l'utensile richiesto dal programma. I metodi disponibili sono i seguenti:

b)

c)

a)

d)

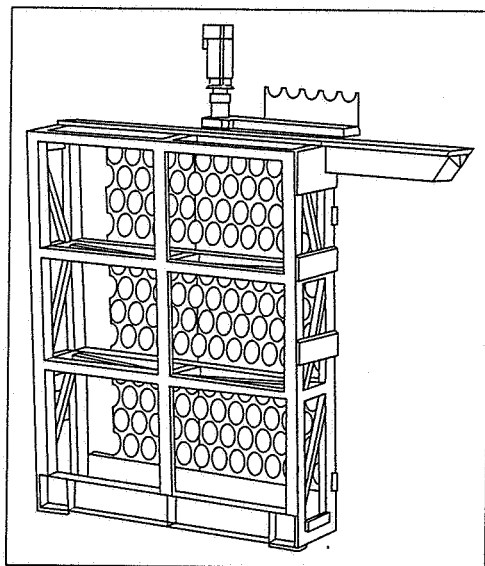



Fig. 10-26 Schema del funzionamento di alcuni sistemi ATC. *a*) braccio scambiatore e suoi movimenti; *b*) magazzino a catena; *c*) magazzino a tamburo, *d*) magazzino a rastrelliera.

a) *a stazione codificata*: ogni posizione del magazzino è numerata e il programma chiama in realtà una posizione di magazzino, nella quale deve essere stato montato l'utensile giusto;

ISBN 88-408-1028-5

b) *a utensile codificato*: gli utensili vengono montati nel magazzino in modo casuale e l'utensile richiesto dal programma viene trovato tramite la lettura delle informazioni contenute nella etichetta con il codice a barre oppure nel chip magnetico (vedi punto 10-4-2*b*).

c) *a utensile programmato*: la disposizione degli utensili nel magazzino è casuale e, all'atto del montaggio, viene compilata una tabella di corrispondenza tra numero della posizione del magazzino e numero di utensile. La tabella viene trasmessa all'unità di governo e da essa aggiornata durante i cambi utensile, nel caso di gestione random.

I metodi oggi più usati sono il *b)* e il *c)*.

- *Capacità del magazzino*: è espressa dal numero di utensili che possono trovare posto nel magazzino stesso. Oggi si arriva a 150-200 utensili nel magazzino a catena, comunque questo parametro dipende dalla struttura e dal progetto del magazzino.
- *Tempo di cambio utensile*: è misurato come *truciolo-truciolo* (dall'evidente significato) e dipende ovviamente dal tipo di magazzino e di dispositivo scambiatore. I valori più bassi sono dell'ordine di 2-3 secondi.

10-4-2d Sistemi di cambio pezzo

La maggior parte dei moderni centri di lavorazione a CN sono dotati di un sistema automatico per il trasferimento del pezzo nella posizione di lavoro, allo scopo di ridurre i tempi passivi legati a questo tipo di operazione e di permettere un'automazione completa del reparto produttivo. Per questo scopo le attrezzature portapezzo vengono preparate su tavole di lavoro standardizzate chiamate *pallet*, che possono essere manipolate da un sistema automatico di movimentazione chiamato *cambio-pallet* o *shuttle* (fig. 10-27). Operando con macchine isolate, il cambio pallet provvede, su comando dell'unità di governo, a scambiare il pezzo lavorato con uno grezzo da lavorare, in modo che il montaggio e lo smontaggio dei pezzi sulle attrezzature possano essere fatti, da un operatore o da un robot, completamente *in ombra* alla lavorazione. Qualora il reparto produttivo sia formato da un gruppo di centri di lavorazione logicamente e produttivamente collegati (FMS, vedi oltre), un sistema di trasporto può portare ogni pallet, con il relativo pezzo da lavorare, alle varie macchine per le necessarie operazioni: in tal caso lo shuttle provvede a trasferire il pallet dal sistema di trasporto alla zona di lavoro. Ogni pallet può essere dotato di un sistema di codifica che permette alla unità di governo di eseguire il programma corrispondente al pezzo montato sul pallet, precedentemente memorizzato.

10-4-3 Il sistema di controllo delle macchine a CN

La parte propriamente elettronica ed elettromeccanica delle macchine a controllo numerico consiste in un *sistema di controllo* per ogni asse presente e in una *unità di governo*: in questo paragrafo sono illustrate alcune informazioni di base relative a questo aspetto fondamentale, mentre per i dettagli si rimanda ai testi specialistici.

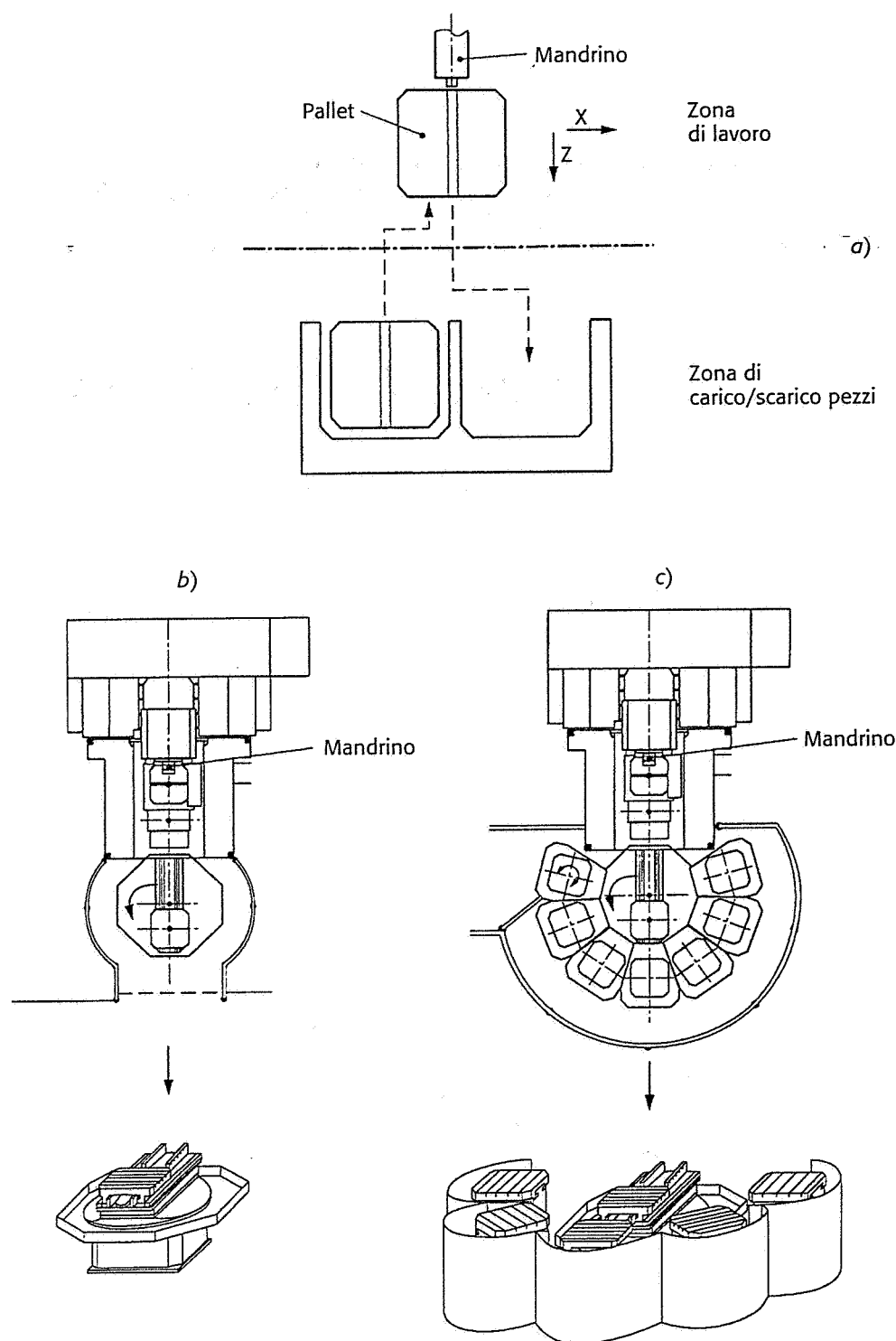



Fig. 10-27 Schema di alcuni sistemi di cambio pallet.
a) sistema lineare;
b) sistema girevole a 2 stazioni; *c*) sistema girevole con magazzino pallet.

10-4-3a Il sistema di controllo degli assi

Lo schema a blocchi del sistema di controllo tipico di ogni asse controllato è riportato nella figura 10-28 Il controllo è sempre del tipo ad anello chiuso (*closed-loop*) per ragioni di precisione e insensibilità ai disturbi: ciò significa che il segnale elettrico che, opportunamente amplificato, pilota il motore dell'asse, è sempre il risultato di un confronto tra il valore *programmato* e il valore *misurato* istante per istante da un apposito trasduttore. Esistono sempre due anelli di questo tipo, uno di *velocità* e uno di *posizione*.

ISBN 88-408-1028

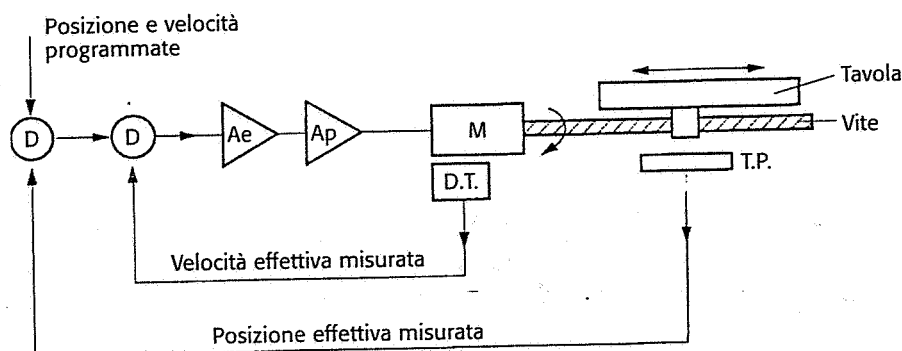



Fig. 10-28 Schema di un sistema di controllo ad anello di un asse di macchina a CN.
D: discriminatore; Ae: amplificatore di errore; Ap: amplificatore di potenza; M: motore asse; DT: dinamo tachimetrica; TP: trasduttore di posizione.

Il *trasduttore di velocità* è costituito spesso da una *dinamo tachimetrica*, cioè da una piccola dinamo, progettata allo scopo e realizzata con materiali ferromagnetici particolari, calettata sull'asse del motore: essa fornisce un segnale in tensione proporzionale alla velocità angolare, con un errore di linearità molto limitato.

Nel caso più frequente di controllo di un asse rettilineo (per es., una tavola portapezzo), il trasduttore di *posizione* viene detto *diretto* se misura direttamente lo spostamento della tavola e *indiretto* se misura l'angolo di rotazione della vite di comando della tavola, quantità legata allo spostamento lineare della tavola stessa attraverso il passo della vite.

L'*inductosyn* è uno dei trasduttori di tipo *diretto*. Il principio di funzionamento è illustrato nella figura 10-29. Esso è costituito da due elementi metallici, accoppiati induttivamente, lo *slider* e la *scala*. I due elementi si muovono uno di fronte all'altro a una distanza dell'ordine di alcuni decimi di mm. Sulla *scala*, che rappresenta l'organo d'uscita, è presente un circuito di rame a forma di greca, con un passo di 2 mm. Sullo *slider* sono presenti invece due circuiti in rame, sempre a forma di greca con passo pari a 2 mm, ma sfalsati l'uno rispetto all'altro di 1/4 di passo. L'inductosyn viene alimentato con due tensioni alternate di pari frequenza, ma sfasate di 90 gradi, sui due circuiti dello *slider*. Durante il movimento relativo tra slider e scala, si raccoglie sulla scala una tensione alternata indotta che, opportunamente amplificata, permette, tramite una *misura di sfasamento*, di risalire allo spostamento relativo dei due elementi. L'inductosyn lineare ha una precisione di circa ± 2 μm; esso è classificato anche come *analogico*, per il suo principio di funzionamento e come *assoluto ciclico,* nel senso che il segnale di uscita permette di misurare la posizione relativa slider-scala *nell'ambito di un passo*. Quindi è necessario che l'unità di governo conti il numero di passi fatti da un punto di origine (microinterruttore di zero per ogni asse), per poter conoscere la posizione assoluta. Per questo motivo le macchine dotate di questa categoria di trasduttori di posizione necessitano, all'accensione, di un'operazione di *azzeramento* manuale di ogni asse presente. L'inductosyn esiste anche in versione *assoluta*, che evita questo problema. Tale versione unisce alla parte sopra descritta e sullo stesso supporto, un sistema molto semplice di conteggio dei passi, basato sulla lettura capacitiva, ottica o induttiva di un codice numerico (brevetto Selca).

Un altro gruppo di trasduttori diretti sono le *righe ottiche*. Quelli più usati nelle macchine utensili sono quelli a *riflessione*, il cui principio di funzionamento semplificato è illustrato nella figura 10-30. Il trasduttore è costituito da due parti, da collegarsi alla parte fissa e a quella mobile della quale si vuole misurare lo spostamento. La parte fissa è costituita da un regolo in acciaio sul quale è stato riportato un

ISBN 88-408-1028-5

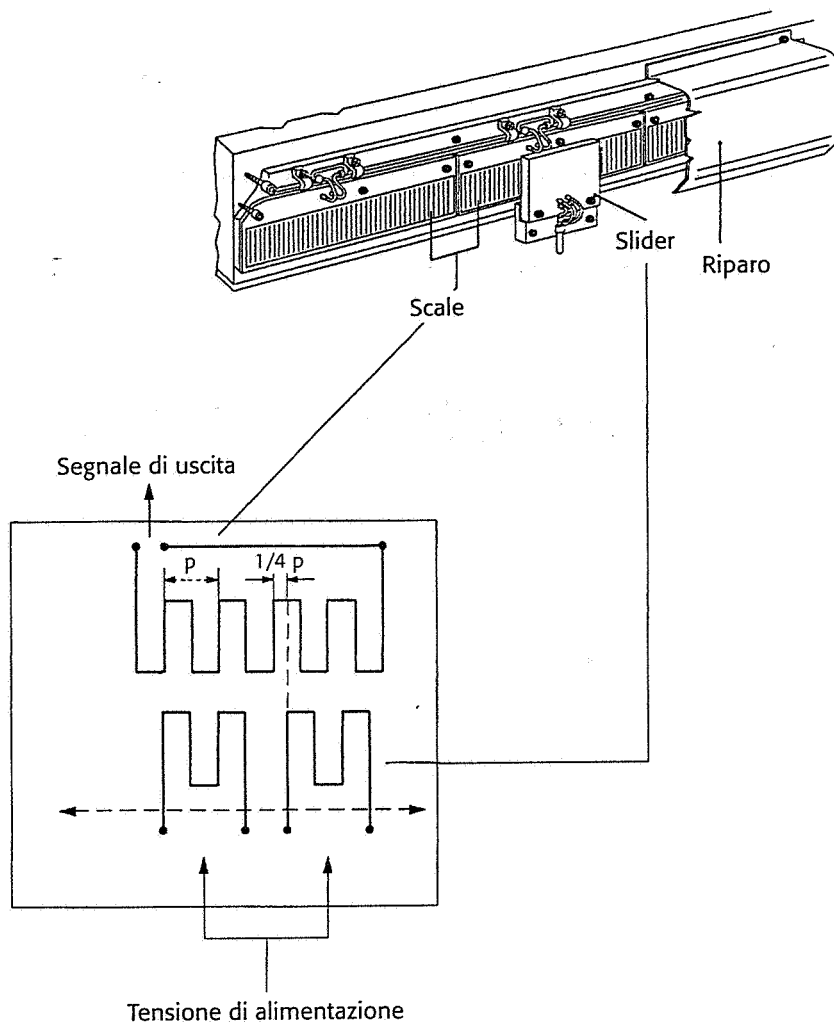



Fig. 10-29 Schema di un trasduttore di posizione tipo inductosyn.

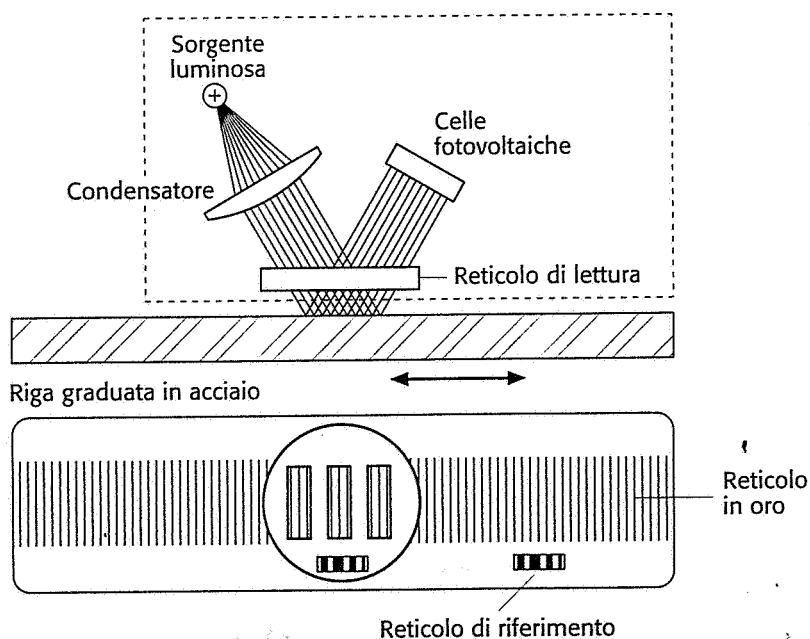



Fig. 10-30 Principio di funzionamento semplificato di un trasduttore a righe ottiche.

reticolo ottico in oro, costituito da righe ad alta riflessione intervallate da righe che assorbono la luce. Un *reticolo di lettura* con lo stesso passo, ma su vetro, costituisce, insieme alla sorgente luminosa dotata di condensatore e un gruppo di celle fotovoltaiche, la parte mobile. Il

ISBN 88-408-1028-5

movimento relativo tra le due parti provoca una variazione periodica della quantità di luce che, per riflessione, arriva alle celle, che forniscono in uscita due segnali all'incirca sinusoidali, sfasati di 90°, successivamente convertiti in impulsi. L'utilizzazione dei due segnali sfasati permette anche di conoscere il senso del movimento. Le prestazioni di questo tipo di trasduttore in termini di precisione e affidabilità sono molto elevate. Tale trasduttore è di tipo *analogico* ma il segnale in uscita è facilmente convertibile in impulsi. Esso può essere sia *incrementale* sia *assoluto*: incrementale significa, in questo caso, che la posizione istantanea viene ottenuta sommando il numero di impulsi contati, durante il movimento, rispetto alla posizione precedente. La versione *assoluta* permette anche di conoscere, istante per istante, in quale parte della scala ci si trova, grazie alla presenza di un sistema di codifica (*reticolo di riferimento*) nella parte inferiore del reticolo.

Tra i trasduttori di tipo *indiretto*, il più semplice ed economico è l'*encoder*, il cui principio di funzionamento semplificato è riportato nella figura 10-31. Un disco con un numero elevato di feritoie ruota tra un LED (*Light Emitting Diode*) e un fotodiodo: durante la rotazione della vite di comando della tavola, il disco dell'encoder ruota e le feritoie oscurano temporaneamente il fotodiodo. Ne risulta che il segnale di uscita dell'encoder è un'onda quadra nella quale, a ogni impulso, corrisponde il passaggio di una feritoia: aumentando il numero delle feritoie presenti, si riesce ad ottenere un potere risolutivo adatto al controllo di un asse. In realtà in ogni encoder esistono almeno due gruppi LED-fotodiodo, sfasati angolarmente, per poter avere l'informazione relativa al senso di rotazione. Questo trasduttore indiretto viene anche classificato come *digitale* per il suo principio di funzionamento e di tipo *incrementale* in quanto la misura della posizione della tavola può essere ricavata, conoscendo il passo della vite, dalla somma degli impulsi contati da un punto di riferimento.

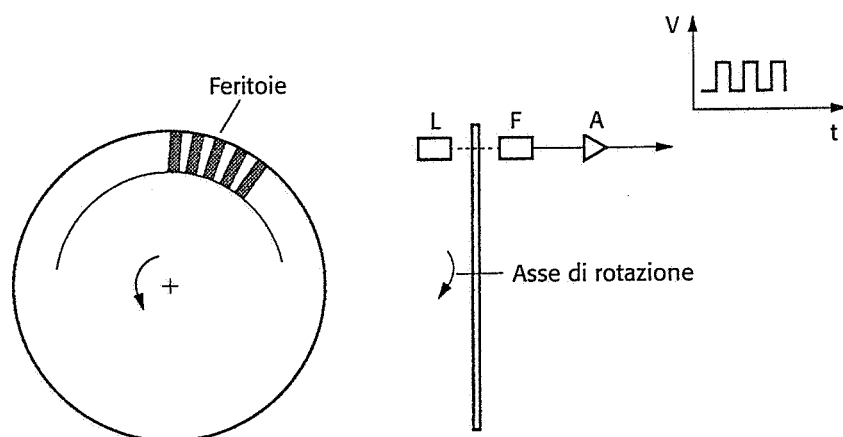



Fig. 10-31 Schema semplificato di un trasduttore tipo encoder incrementale.
L: LED (*light emitting diode*); F: fotodiodo; A: amplificatore.

L'encoder viene anche realizzato in forma *assoluta* (fig. 10-32): esso differisce dal precedente per il fatto che il disco è costituito da una serie di piste che, lette in modo ottico, formano un codice digitale corrispondente alla posizione angolare.

Il *motore elettrico* che fa ruotare la vite di comando della tavola può essere sia del tipo a corrente continua sia del tipo a corrente alternata pilotato con frequenza variabile. I motori in corrente continua più diffusi sono del tipo a magneti permanenti, che generano quindi il campo magnetico di statore. L'eliminazione dell'avvolgimento di statore permette di ottenere rendimenti più elevati, minor peso e ingombro a

ISBN 88-406-1028-5

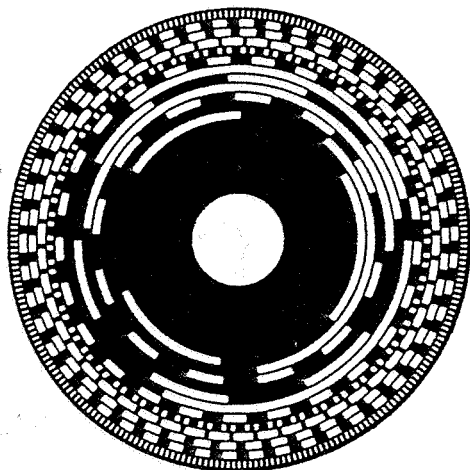



Fig. 10-32 Disco presente in un encoder assoluto.

parità di potenza ed elevata linearità nelle caratteristiche coppia-corrente e coppia-velocità.

Piuttosto diffusi sono particolari tipi di motore, detti *brushless* cioè senza spazzole: si tratta di motori nei quali la parte più critica dei normali motori in c.c., cioè il gruppo collettore-spazzole, è stato eliminato e sostituito da un sistema elettronico senza contatto per la commutazione della corrente negli avvolgimenti di statore. In pratica si genera un campo magnetico rotante che il rotore, a magneti permanenti, segue nella sua rotazione. I vantaggi sono evidentemente una maggiore affidabilità e rendimento, alte velocità e accelerazioni, minori ingombri e pesi.

L'azionamento tradizionale costituito dalla copia motore-vite viene sempre più sostituito dal *motore elettrico lineare* (senza organi di trasmissione) nei centri di lavorazione che necessitano di elevate velocità di posizionamento in rapido (dell'ordine di 70 m/min e accelerazioni massime pari a 2*g*).

La circuiteria elettronica che pilota il motore dell'asse in funzione del segnale *errore* e di quello proveniente dalla dinamo tachimetrica, viene denominato *azionamento* ed è reperibile sul mercato in vari tipi, a seconda del tipo di motore da pilotare. Compito dell'azionamento è trasformare la corrente trifase della normale linea elettrica industriale in corrente continua di intensità e tensione tale da controllare in velocità il motore. Gli azionamenti utilizzano, nella parte finale di potenza, componenti elettronici allo stato solido e transistor, in grado di sopportare correnti molto elevate.

10-4-3b L'unità di governo

L'unità di governo è la parte della macchina a controllo numerico che più ha risentito dell'evoluzione della microelettronica di questi ultimi anni. Rispetto alle vecchie unità di governo, quelle attuali sono molto più potenti e versatili: ciò significa che, da un lato la programmazione delle lavorazioni è molto semplificata, dall'altro che esse possono gestire contemporaneamente un numero elevato di assi e che possono essere adattate facilmente a tipi di macchine diversi e a robot.

L'unità di governo controlla completamente il funzionamento della macchina: ha la struttura hardware tipica dei comuni computer (donde il nome CNC, *Computerized Numerical Control*) con un certo numero di schede per l'interfacciamento con la macchina. A titolo di esempio la figura 10-33 riporta lo schema a blocchi di un tipico controllo CNC (ditta SELCA). La struttura è basata sulle seguenti tre schede:

ISBN 88-408-1028-5

- scheda *microprocessore*: viene usata per la gestione dell'interfaccia operatore (video e tastiera), delle memorie RAM e dei supporti magnetici tipo floppy disk e hard disk, delle periferiche (stampanti, lettori di nastro, ecc.) e delle comunicazioni (con altri CNC o con computer centrali di sistemi complessi tipo FMS);
- scheda *master*: ad essa sono demandati compiti importanti, che richiedono elevata capacità e velocità di calcolo, quali l'interpolazione, la generazione dei segnali per il controllo degli assi, l'esecuzione del programma di logica di macchina, gestione di sistemi di tastatori per copiatura profili e per misura;
- una o più schede di *input/output* con circuiti di interfaccia analogici e digitali verso la macchina, tra cui i servosistemi (azionamenti asse), i trasduttori di vario tipo, i vari dispositivi di cambio pezzo e cambio utensile, microinterruttori di fine corsa, elettrovalvole, ecc.

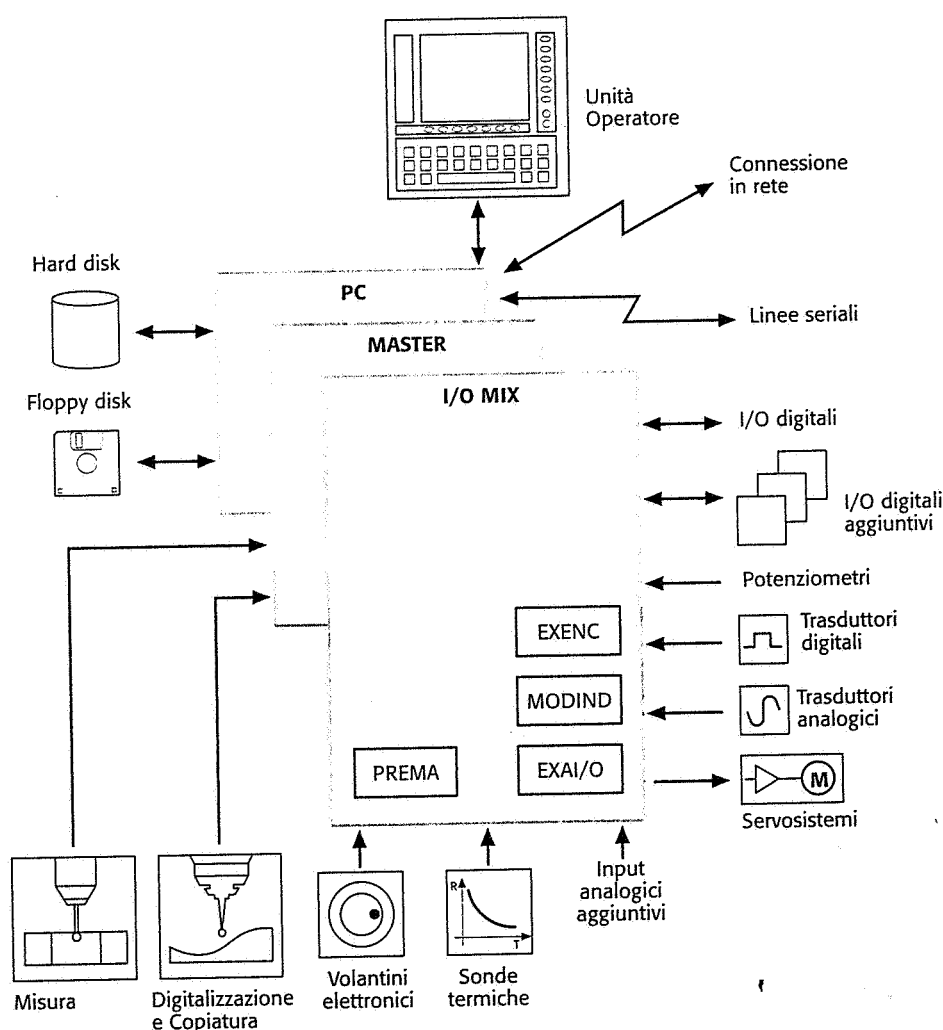



Fig. 10-33 Struttura hardware di un controllo numerico CNC (cortesia ditta SELCA, Ivrea).

L'*unità operatore,* costituita da video a colori e tastiera, con tasti funzionali programmabili (fig. 10-34), si basa su un software di interfaccia a menu con struttura ad albero, con passaggio semplice e immediato tra una livello e un altro. Molto importante è la capacità di visualizzazione grafica (fig. 10-35) bi- o tridimensionale per il controllo del programma prima o durante l'esecuzione.

Alcune importanti aspetti tipici delle prestazioni di un controllo numerico sono:

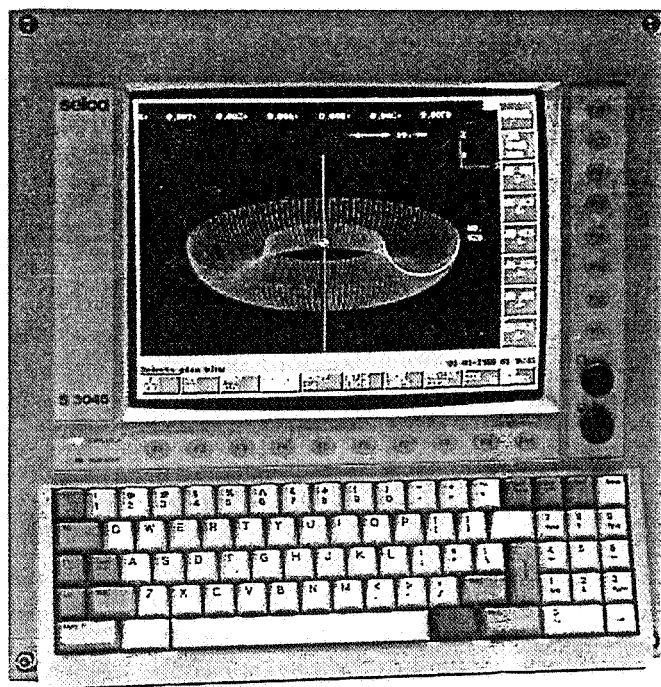



Fig. 10-34 Schema di una tipica unità operatore di un controllo numerico (cortesia ditta SELCA).

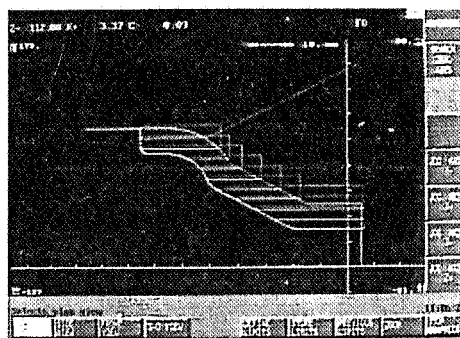
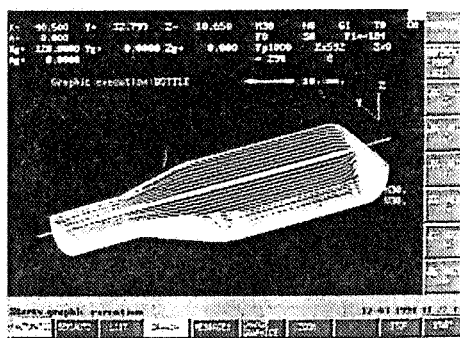
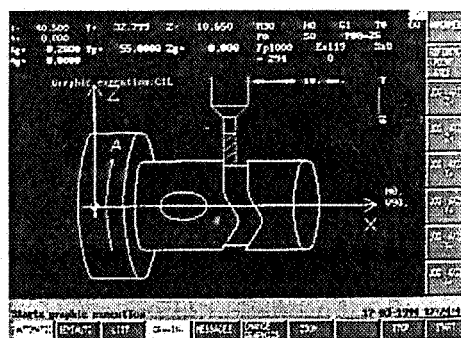
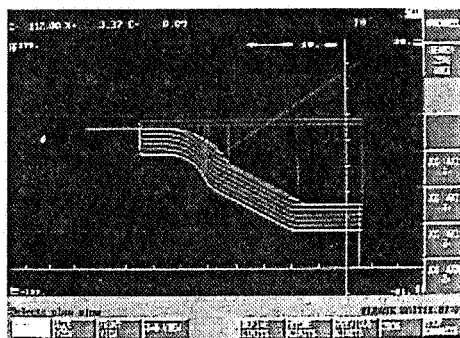
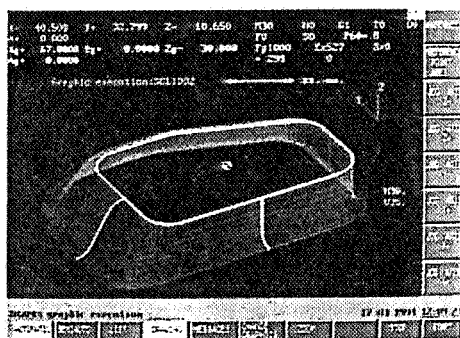



Fig. 10-35 Alcuni esempi della capacità di visualizzazione grafica di una moderna unità di governo CNC (cortesia ditta SELCA).

ISBN 88-408-1028-5

- esecuzione di programmi sia da memoria RAM, sia da dischi, sia da periferica esterna;
- prova programmi *in aria* (cioè senza pezzo) con gli avanzamenti trasformati in rapidi, ma sempre controllabili;
- funzionamento in automatico e semiautomatico (blocco per blocco, per prova programmi), ripresa della lavorazione interrotta con ritorno automatico nel punto previsto (importante nel caso di rottura e seguente sostituzione utensile);
- editing o caricamento di programmi durante la lavorazione;
- possibilità di controllare fino a 16 assi, di cui 8 in modo simultaneo e coordinato;
- *look ahead*, cioè pre-esame dinamico di circa 256 blocchi che consente di adeguare automaticamente la velocità di esecuzione alla traiettoria programmata, riducendo al minimo gli errori dovuti alle variazioni continue di velocità e direzione assi;
- compensazione dinamica degli errori di inversione del moto, dovuti al gioco vite madrevite, nella interpolazione circolare;
- compensazione degli errori di misura della posizione derivanti dai trasduttori;
- compensazione, tramite acquisizione da sensori, degli errori da deformazione termica;
- gestione vita utensile, cioè controllo del tempo di lavorazione previsto per ogni utensile;
- PLC integrato: è il metodo tradizionale per gestire la *logica di macchina*. Essa rappresenta il *software* necessario alla unità di governo per potersi adattare alla particolare macchina su cui è installata. Ciò viene fatto mediante segnali digitali e serve per esempio per controllare il funzionamento del sistema di cambio utensile, dello shuttle, per controllare il verificarsi di certe condizioni quali presenza aria compressa, olio lubrificante, microinterruttori attivati, ecc., per configurare il quadro video. La logica di macchina, essendo un programma (scritto con particolari linguaggi), permette di adattare facilmente una unità di governo a macchine utensili aventi caratteristiche completamente diverse e anche a robot industriali. Il termine *PLC integrato* significa che il controllo numerico non richiede un PLC (*Programmable Logic Controller*) separato, dato che è in grado esso stesso di svolgere quelle funzioni.

10-4-4 La programmazione delle macchine a CN

Come già riferito, le macchine a controllo numerico sono da considerarsi macchine utensili altamente automatizzate e flessibili, nel senso che possono adattarsi facilmente a produzioni molto variabili: ciò grazie al fatto che esse sono *programmabili*, cioè eseguono la lavorazione di un certo pezzo sulla base di un programma, scritto dall'utente. Quindi, mentre nelle macchine utensili tradizionali è l'operatore stesso che manovra la macchina, sulla base di un ciclo di lavorazione predefinito, imponendo certi movimenti al pezzo o all'utensile e impo-

stando certi parametri di taglio, al contrario nelle macchine a CN il programmatore inserisce in un programma tutte le informazioni geometriche e tecnologiche necessarie alla lavorazione e il programma è letto, interpretato e automaticamente eseguito dall'unità di governo.

L'evoluzione delle unità di governo e il conseguente aumento della loro potenza di calcolo, ha portato importanti conseguenze nel campo della programmazione. Infatti, mentre fino a qualche decennio la programmazione di molte lavorazioni richiedeva al programmatore l'esecuzione di una lunga serie di calcoli geometrici su un computer esterno, oggi la maggior parte delle lavorazioni (ad eccezione della fresatura di superfici geometricamente complesse) viene programmata con estrema semplicità. Questo modo di procedere viene anche detto *programmazione manuale,* nonostante le sue potenzialità, e utilizza linguaggi molto semplici che possono subire alcune variazioni da costruttore a costruttore, nonostante che le esigenze di standardizzazione abbiano ormai portato ad accettare quasi completamente le raccomandazioni ISO, cui si farà riferimento nei paragrafi successivi.

Un'evoluzione della programmazione manuale è la programmazione *interattiva o conversazionale*, che viene usata *direttamente* sull' unità di governo per generare il part program richiesto per la lavorazione di un pezzo. L'operatore della macchina risponde, digitando sulla tastiera della unità di governo, a una serie di domande, poste sullo schermo, riguardanti i dettagli operativi della particolare lavorazione. Al termine della fase interattiva il controllo costruisce il part program completo, nel formato corretto e già pronto per il funzionamento. Ovviamente questo modo di programmazione richiede la presenza sull'unità di governo di uno specifico software di interfaccia utente, con notevoli potenzialità grafiche e semplice da usarsi. È in generale possibile scrivere un nuovo programma mentre la macchina sta realizzando un pezzo. Uno dei vantaggi di questo sistema è che la programmazione (almeno dei pezzi più semplici) viene effettuata direttamente dall'operatore della macchina, senza la necessità di uno specialista programmatore e senza la necessità di consultare manuali o ricordare codici o istruzioni. Al termine della programmazione è generalmente possibile simulare sul video la lavorazione con vari livelli di realismo.

Un altro tipo di programmazione viene chiamato *programmazione automatica* (fig. 10-36) e utilizza linguaggi universali (valevoli cioè per qualunque tipo di controllo numerico) tra cui il più importante è l'APT (*Automatically Programmed Tools*), che richiedono computer esterni. Con tali linguaggi, che utilizzano istruzioni simboliche facenti parte di un vocabolario molto ampio e versatile, viene scritto un programma che contiene, opportunamente codificate, tutte le informazioni geometriche e tecnologiche necessarie: questo programma viene elaborato dal computer fino a generare un file chiamato CL-file (*Cutter Location file*) che contiene i dati relativi alla traiettoria dell'utensile in forma molto generale indipendente dal particolare tipo di macchina utensile usata. Tale file viene poi elaborato da un ulteriore programma, il *post processor*, che lo rende intelligibile al particolare tipo di macchina usata.

10-4-4a Nozioni elementari di programmazione manuale

Generalità

Scrivere un programma di lavorazione a CN significa *tradurre* tutte le informazioni necessarie al funzionamento della macchina e all'esecu-

ISBN 88-408-1028-5

zione del pezzo desiderato in un codice interpretabile dall'unità di governo della macchina. Le informazioni necessarie possono essere così classificate:

- informazioni sulla *traiettoria* degli utensili rispetto al pezzo, sia di tipo geometrico (movimenti lineari, secondo archi di circonferenza, ecc.) sia sulle modalità di movimento (con avanzamento di lavoro, in rapido, con correzione raggio utensile, ecc.);
- informazioni sui *parametri tecnologici*: si tratta di comunicare alla unità di governo i valori della velocità di taglio e dell'avanzamento prescelti in fase di studio del ciclo di lavorazione;
- informazioni *ausiliarie* ma indispensabili per la lavorazione quali la selezione dell'utensile, l'uso di fluidi da taglio, il carico/scarico pezzi dal pallet, ecc.

La programmazione manuale utilizza sia codici raccomandati dalle *norme ISO*, di impiego molto semplice e mnemonico, valide su qualunque unità di governo sia codici *specifici* del particolare controllo numerico installato sulla macchina, spesso utili per semplificare la programmazione (macroistruzioni, uso di variabili, chiamate di subroutines, salti condizionati e non, ecc.). In questo paragrafo si farà riferimento ai codici raccomandati dalle norme ISO.

La struttura generale di un part program è illustrata nella figura 10-37. Ciascuna riga del programma costituisce un *blocco* di *istruzioni*.

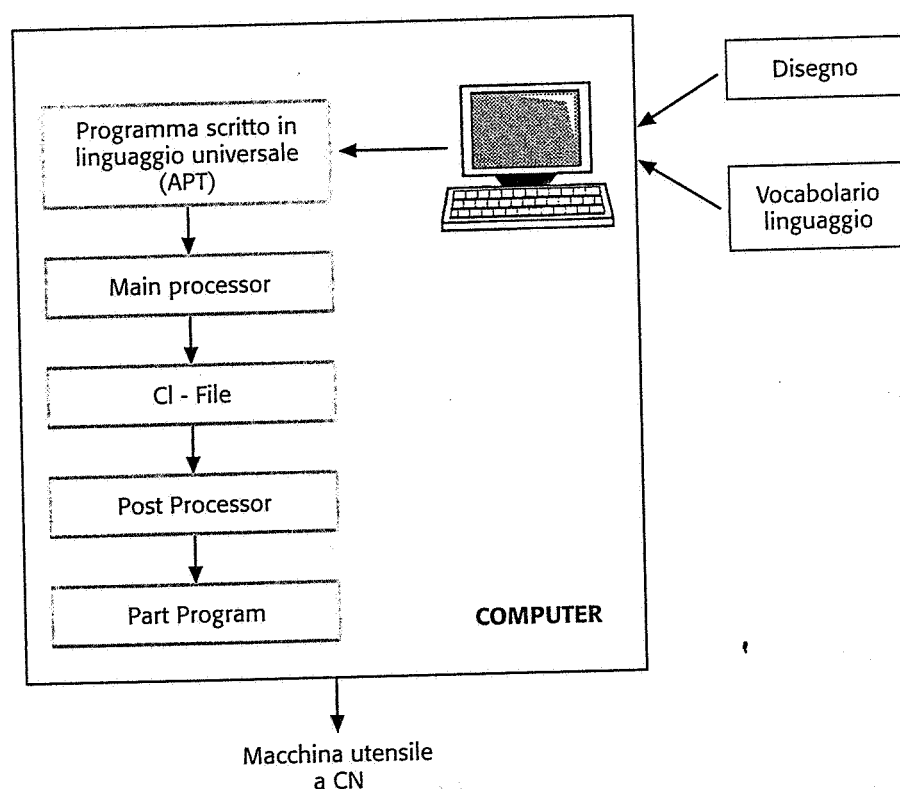



Fig. 10.36 Schema del metodo di programmazione automatica di macchine a CN.

Ogni blocco può essere scritto, contrariamente ai primi anni di uso dei controlli numerici, in *formato variabile* cioè omettendo zeri non significativi e inserendo solo le istruzioni nuove rispetto a quelle del blocco precedente, semplificando quindi la stesura del part program. Tale formato prevede che ciascuna istruzione contenga un carattere alfabetico di *indirizzo* (*word address*) seguito da un *valore numerico*

senza alcun formato predefinito. Le istruzioni facenti parte di uno stesso blocco possono essere separate da spazi. È inoltre prevista la possibilità di disattivare alcuni blocchi con il carattere "/".

A secondo della configurazione iniziale dell'unità di governo, alcune istruzioni possono essere di tipo *modale*, cioè rimangono attive dopo essere state programmate finché non vengono cancellate o sostituite. Ciò evita di dover ripetere molte istruzioni. Inoltre alcune istruzioni possono essere *presettate (default)*, cioè possono essere già attive all'accensione dell'unità di governo e quindi non hanno bisogno di essere programmate.

Le istruzioni ISO

Le istruzioni previste dalle norme ISO sono le seguenti:

- *Istruzioni tipo N*: serve per assegnare un numero identificativo e progressivo al singolo blocco e come tale deve esser posizionata all'inizio del blocco stesso. Tale istruzione non è obbligatoria.
- *Istruzioni tipo G:* si chiamano preparatorie in quanto predispongono il controllo a particolari modalità operative. La lettera G è seguita da un numero intero compreso tra 0 e 99, secondo le norme ISO, ma superiore secondo vari costruttori. Alcune delle istruzioni di tipo G più comunemente usate sono riportate nella tabella 10-1.
- *Istruzioni dimensionali*: servono per definire il percorso relativo utensile pezzo e in particolare quali assi devono muoversi. L'indirizzo di queste istruzioni coincide con il nome dell'asse che è necessario muovere secondo la convenzione illustrata nella figura 10-13 cioè con le lettere *X*, *Y*, *Z*, *A*, *B*, ecc. Il valore numerico deve essere riferito a un'origine degli assi che il programmatore in genere fissa a sua discrezione (*zero-pezzo*). In quasi tutte le unità di governo è comunque possibile traslare e/o ruotare il sistema di riferimento nel programma stesso, qualora ciò semplifichi la programmazione. Quando si desidera effettuare traiettorie *lineari* non parallele a un asse o traiettorie *circolari*, è necessario che l'unità di governo muova in modo coordinato due o più assi contemporaneamente: si parla allora di *interpolazione lineare o circolare*. Tutti i calcoli relativi alle coordinate e alle velocità vengono svolte dalla unità di governo stessa. Durante il movimento degli

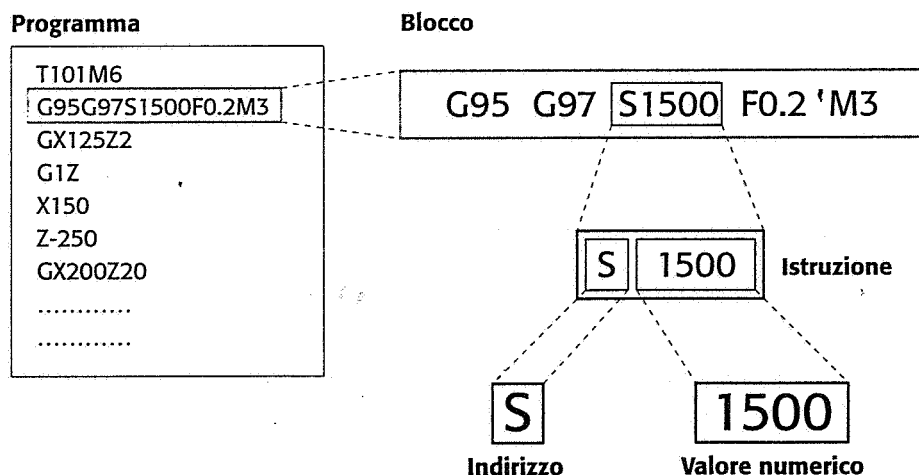



Fig. 10.37 Struttura di un part program.

ISBN 88-408-1025

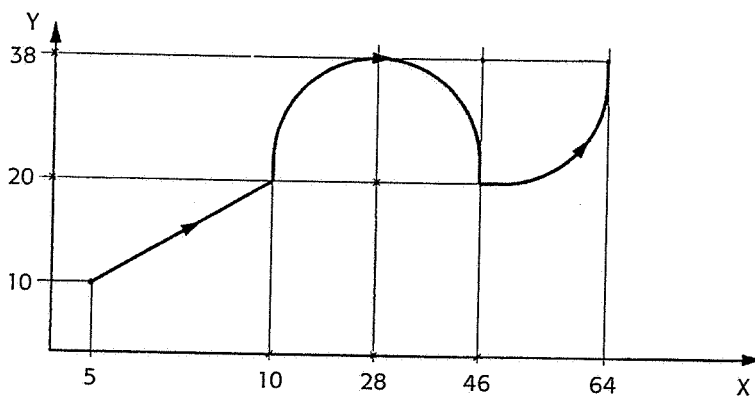
assi il vettore velocità di avanzamento è mantenuto tangente alla traiettoria in tutti i suoi punti (fig. 10-38a). Come illustrato nella tabella 10-1, l'interpolazione lineare viene programmata con il codice **G01**, quella circolare con il codice **G02** se in senso orario, con **G03** se in senso antiorario. La interpolazione circolare utilizza anche i codici **I** e **J** per le coordinate del centro della circonferenza (in assoluto o in incrementale a seconda del costruttore). La parte di programma riportata nella figura 10-38b illustra l'uso di queste funzioni e di quelle dimensionali. I movimenti in rapido, utilizzati per l'accostamento tra pezzo e utensile o in altre occasioni quando l'utensile non taglia, vengono programmati con la funzione **G00**. Si noti che l'andamento della velocità di avanzamento nell'intorno dei punti di congiunzione tra segmenti della stessa traiettoria può essere definito con le istruzioni preparatorie **G27**, **G28**, **G29**.

- *Istruzioni tipo **S** ed **F**:* il valore della velocità di taglio viene dato con la funzione ***S*** (*speed*) seguita da un valore numerico intero che viene interpretato come velocità in metri/minuto, se è attiva la funzione preparatoria G96, come giri/minuto se è attiva la G97. Nella modalità a *velocità di taglio costante* (G96) il valore programmato della velocità viene mantenuto, in tornitura, in corrispondenza di tutti i diametri, fino al raggiungimento della massi-

Tab. 10-1 Tabella della più importanti istruzioni G.

Codice	Funzione
G00	Posizionamento rapido assi
G01	Interpolazione lineare
G02	Interpolazione circolare oraria
G03	Interpolazione circolare antioraria
G04	Sosta a fine operazione
G16	Piano di interpolazione definito
G17	Interpolazione circolare e compensazione utensile nel piano XY
G18	Interpolazione circolare e compensazione utensile nel piano ZX
G19	Interpolazione circolare e compensazione utensile nel piano YZ
G27	Lavorazione in sequenza continua con riduzione automatica della velocità agli angoli
G28	Lavorazione in sequenza continua senza riduzione automatica della velocità agli angoli
G29	Lavorazione punto a punto
G33	Filetto a passo costante o variabile
G40	Compensazione utensile disabilitata
G41	Compensazione utensile - sinistra
G42	Compensazione utensile - destra
G70	Programmazione in pollici
G71	Programmazione in millimetri
G79	Programmazione riferita allo zero macchina
G80	Cicli fissi disabilitati
G81	Ciclo di foratura
G82	Ciclo di lamatura
G83	Ciclo di foratura profonda
G84	Ciclo di maschiatura
G85	Ciclo di alesatura
G86	Ciclo di barenatura
G89	Ciclo di barenatura con sosta
G90	Programmazione assoluta
G91	Programmazione incrementale
G94	Programmazione avanzamento in pollici/minuto o mm/minuto
G95	Programmazione avanzamento in pollici/giro o mm/giro
G96	Velocità costante di superficie in piedi/min o m/min
G97	Programmazione velocità mandrino in giri/min

ISBN 88-408-1028-5

Fig. 10-38 *a*) Interpolazione lineare e circolare con moto simultaneo e continuo degli assi. *b*) Esempio di programmazione di movimenti in rapido, in interpolare lineare, in interpolazione circolare oraria e antioraria.

ma velocità angolare disponibile o fissata dal programmatore (istruzione non ISO): ciò risulta molto efficace specialmente nelle sfacciature e nella tornitura dei profili complessi. Il valore dell'avanzamento viene dato con la funzione ***F*** (*feed*) seguita da un valore numerico intero che viene interpretato come millimetri/minuto se è attiva la funzione G94, e come millimetri/ giro se è attiva la funzione G95.

- *Istruzioni tipo **T**:* l'utensile desiderato per ogni operazione viene chiamato con l'istruzione **T** (*tool*), seguita da due numeri interi normalmente separati da un punto: il primo identifica l'utensile o la stazione del magazzino su cui è montato l'utensile, il secondo associa all'utensile i suoi correttori, memorizzati in un file della unità di governo. Nel formato fisso il punto viene eliminato e l'istruzione assume ad esempio la forma T00202: la prima cifra (0) indica il magazzino utilizzato, la seconda e la terza (02) l'utensile, la quarta e la quinta la copia di correttori utilizzata. Eliminando gli zeri non significativi l'istruzione si trasforma in T202.
- *Istruzioni tipo **M*** (miscellaneo): permettono di eseguire determinate operazioni sulla macchina attivando direttamente procedure

ISBN 88-408-1028-5

operative preimpostate. La lettera M è seguita da un numero intero. La tabella 10-2 riporta alcune delle più usate istruzioni M. Le istruzioni M possono essere configurate in maniera personalizzata programmando opportunamente la logica di macchina al momento dell'installazione dei controllo numerico sulla macchina utensile.

Tab. 10-2 Istruzioni di tipo M più comuni.

Codice	Funzione
M0	Stop programma
M3	Rotazione mandrino in senso orario
M4	Rotazione mandrino in senso antiorario
M5	Arresto mandrino
M6	Cambio utensile
M8	Inserimento refrigerante utensile
M9	Esclusione refrigerante
M13	Raggruppa le funzioni M3 e M8
M14	Raggruppa le funzioni M4 e M8

Programmazione di operazioni di tornitura

La figura 10-39 riporta alcuni semplici programmi per la esecuzione di singole operazioni di tornitura che utilizzano, oltre alle istruzioni ISO sopra descritte, anche *istruzioni di specifici controlli numerici (AB OSAI)*. In tutti gli esempi lo *zero pezzo* è stato fissato sull'asse di tornitura, in corrispondenza della superficie destra finita del pezzo. Si noti inoltre che in tornitura i movimenti in direzione trasversale X sono programmati in diametri, non in raggi, per evidente maggior semplicità di traduzione delle informazioni contenute nel disegno. é importante notare i seguenti aspetti:

- il posizionamento in rapido (**G0**) dell'utensile deve essere fatto fino a una quota di sicurezza tenendo conto della possibile variabilità del soprametallo presente sul greggio (blocchi numerati con N3);
- nelle sfacciature a velocità di taglio costante è opportuno usare un'istruzione di limitazione della massima velocità angolare del mandrino, come la **(SSL,2000)** (*controllo AB OSAI*) nella figura 10-39a;
- al termine del movimento di lavoro, il movimento di ritorno rapido in posizione di cambio utensile deve essere programmato in modo da evitare danni all'utensile (fig. 10-39c e 10-39e blocchi N5) o situazioni di collisione con il pezzo (fig. 10-39d blocchi N5 e N6);
- nell'esecuzione di gole è utile prevedere una certo tempo di sosta dell'utensile al termine del movimento radiale per il completamento della superficie interna e la rottura del truciolo (fig. 10-39e istruzione **G4**);
- la programmazione di conicità, smussi e raccordi può essere semplificata con l'uso delle istruzioni **A**, **R** e **B** (*controllo AB OSAI*) come illustrato nella figura 10-39f. Questa possibilità, disponibile in tutti i controlli numerici, è chiamata *programmazione diretta* del profilo in quanto ottenuta direttamente dalle informazioni contenute nel disegno. L'uso di queste istruzioni è intuibile dalla figura stessa;

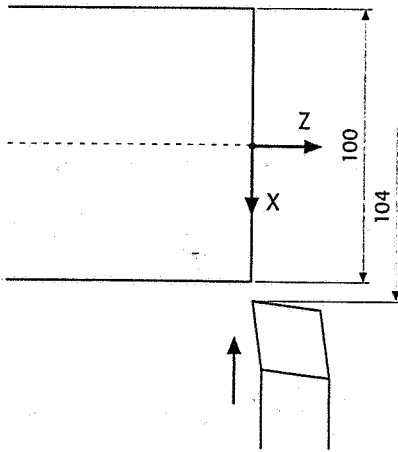
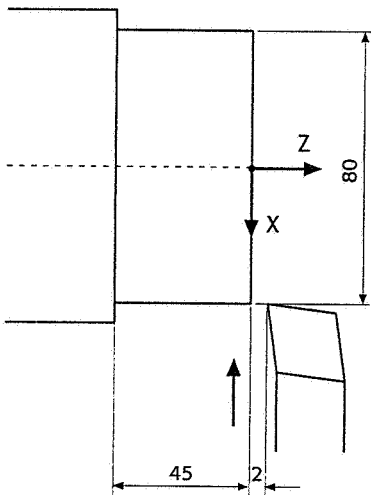
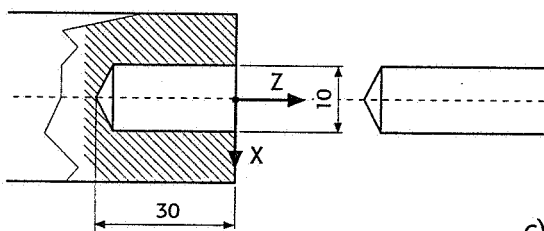
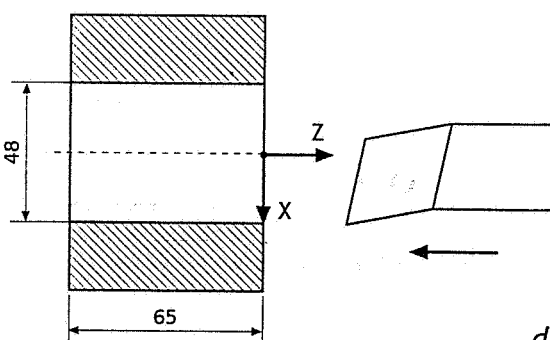



Fig. 10-39 Esempi di programmazione di semplici operazioni di tornitura.
a: programmazione di una operazione di sfacciatura
b: programmazione di una operazione di cilindratura
c: programmazione di una operazione di foratura
d: programmazione di una tornitura interna.

```
T101M6
G95G96S200F0.05M14(SSL,2000)
N3GX104Z
G1X-1
GX200Z150
M5
```

a)

```
T606M6
G95G97S150F0.15M14
N3GX80Z2
G1Z-45
X86
GX200Z100
M5
```

b)

```
T112M6
G95G97S800F0.1M14
N3GXZ2
G1Z-30
N6GZ2
X200Z100
M5
```

c)

```
T303M6
G95G96S100F0.05M14
N3GX48Z2
G1Z-67
N5X42
N6GZ2
X200Z100
M5
```

d)

ISBN 88-408-107?

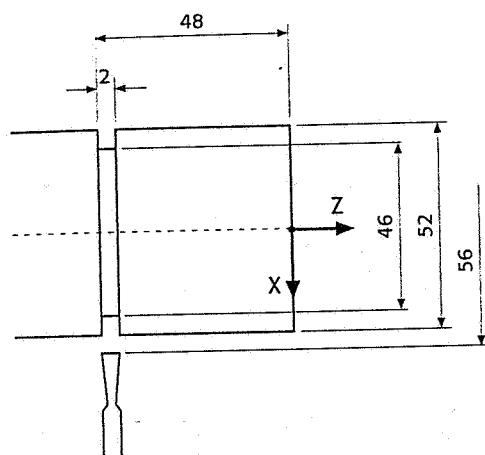
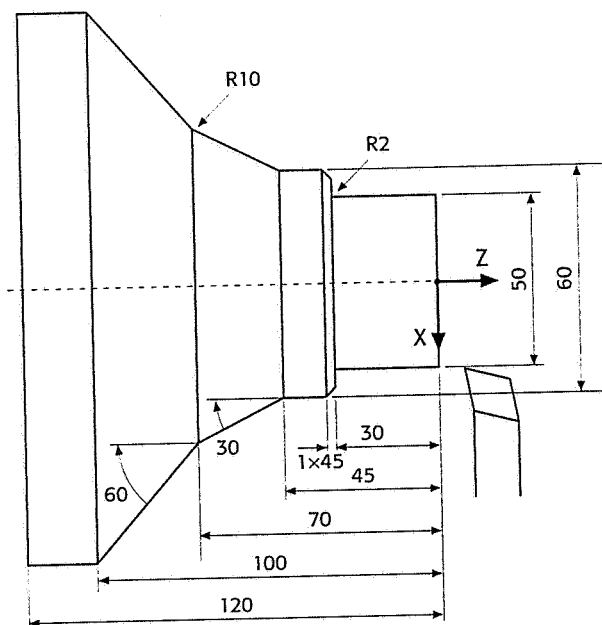



Fig. 10-39 (cont.)
e: programmazione di una esecuzione di gola esterna
f: programmazione della finitura di un profilo con correzione raggio utensile

```
T101M6
G95G96S80F0.2M14
N3GX56Z-48
G1X46G4F1
N5GX56
X200Z100
M5
```

```
...........
GX50Z2
(TLD,0.4)G47G42
G17-30R2
X60B1
Z-45
Z-70A150R10
Z-100A120
Z-120
G40
...........
```

- nella tornitura di finitura di un profilo è importante sapere che, in assenza di istruzioni appropriate, alcune parti del profilo (quelle coniche e quelle circolari) si discostano dalla geometria del profilo desiderato: ciò è dovuto al fatto che il punto controllato dal controllo numerico lungo la traiettoria è la *punta teorica* dell'utensile. Tuttavia il profilo reale dell'utensile prevede un raggio di raccordo e quindi questa geometria *reale* provoca degli errori, importanti nella finitura. Pertanto occorre avvisare il controllo numerico della presenza del raggio di raccordo e della necessità di una *correzione*. Nella figura 10-39f è riportato un esempio in tal senso: l'istruzione **(TLD,0.4)**(*controllo AB OSAI*) comunica al controllo il valore del raggio di raccordo, le istruzioni **G47** e **G42** richiamano la funzione di correzione raggio utensile, l'istruzione **G40** annulla tale correzione.

La figura 10-40 riporta un esempio completo di programma di lavorazione al tornio, dove è illustrato l'uso di alcune delle funzioni descritte.

Ulteriori semplificazioni nel lavoro del programmatore derivano dalle *macroistruzioni* e dai *cicli fissi*.

ISBN 88-408-1028-5

① ②

4

Fig. 10-40 Esempio di programmazione di una lavorazione al tornio (si suppone che il soprametallo sulla superficie del pezzo sia costante).

Blocco	Descrizione
T 101 M 6	Chiamata utensile 1
G 96 S 100 M4 F2	Impostazione parametri di taglio
G 0 X Z 1	Avvicinamento rapido
G 1 Z X 30 Z - 60 X 100 Z - 100 Z - 120	Tornitura profilo
G 0 X 150 Z 150	Allontanamento rapido
T 202 M 6	Chiamata utensile 2
G 97 S 300 M 4 F.08 M 08	Impostazioni parametri di taglio e apertura refrigerante
G 0 X 31 Z - 20	Avvicinamento rapido
G 1 X 20	Esecuzione gola
G 0 X 31 Z 150 M 09	Allontanamento rapido e stop refrigerante
M 30	Stop programma e reset

Le *macroistruzioni* permettono di richiamare cicli di lavorazione complessi (che richiederebbero molti blocchi di programma), con una semplice codifica, spesso contenente parametri a cui è necessario assegnare valori numerici: rientrano in questo gruppo le macroistruzioni di sgrossatura e finitura di profili al tornio, di cui alcuni esempi sono riportati nella figura 10-41. Le varie macroistruzioni disponibili per tornitura, vengono richiamate mediante il nome stesso indicato con un codice triletterale. Le più comuni (*controllo AB OSAI*) sono:

- SGZ: sgrossatura con passate parallele all'asse Z;
- SGX: sgrossatura con passate parallele all'asse X;
- SZP: sgrossatura con passate parallele all'asse Z con prefinitura;
- SXP: sgrossatura con passate parallele all'asse X con prefinitura;
- SGP: sgrossatura con passate parallele al profilo;
- CLP: finitura del profilo.

Si noti che l'uso di questo tipo di macroistruzione richiede i seguenti accorgimenti:

- in una parte del programma precedente occorre definire la geometria del profilo (o dei profili) che si intende lavorare e i movimenti

ISBN 88-408-1026-

```
(DFP,1,GX40Z
G1Z-45R3
X80
Z-90
X100
)
GX102Z2
(SGZ,1,I0.5K0.5L10)
```

Fig. 10-41 Esempio di uso di macroistruzioni in lavorazioni di tornitura.

Fig. 10-41a Sgrossatura di un profilo con passate parallele all'asse Z senza prefinitura.

```
(DFP,1,GX150Z-30
G1X100R2
Z-10
X80
Z
)
GX152Z2
(SGX,1,I0.5K0.5L10)
```

Fig. 10-41b Sgrossatura di un profilo con passate parallele all'asse X senza prefinitura.

```
(DFP,1,GX40Z
G1Z-45R3
X80
Z-90
X100
)
GX52Z2
(SGP,1,I0.5K0.5L10)
```

Fig. 10-41c Sgrossatura di un profilo con passate parallele al profilo.

in G0, G1, G2 e G3 necessari, mediante i blocchi compresi tra le parentesi e con l'istruzione iniziale **DFP**. Ogni profilo individuato sul pezzo deve essere numerato (**n**);

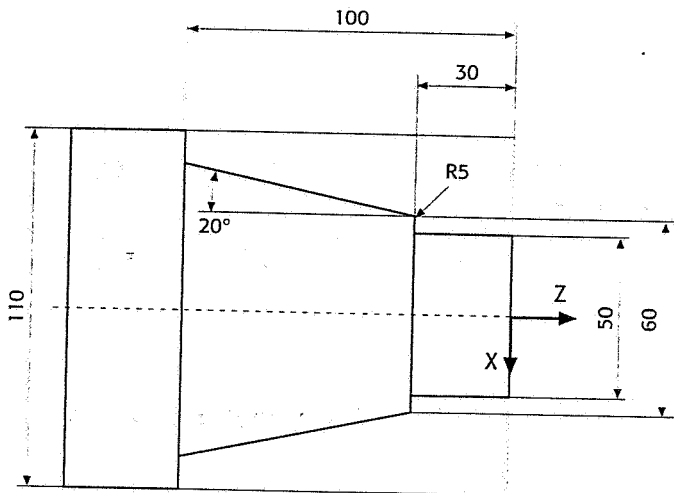
- nella macroistruzione relativa a ogni profilo individuato sul pezzo, individuata con il blocco tra parentesi della forma (**..., n, I..., K..., L...**), occorre specificare il *numero di passate* da eseguire (parametro **L**), il *soprametallo* da lasciare sul profilo secondo l'asse X (parametro **I**), quello secondo l'asse Z (parametro **K**);
- la macroistruzione deve essere sempre preceduta da un blocco di posizionamento in rapido dell'utensile: dalle coordinate del punto

```
(DFP,1,GX50Z
G1Z-30
X60R5
Z-100A160
X110
)
T303M6
G95G96S80F0.2M14
GX112Z2
(SGZ,I1K1L8)
GX200Z100
T606M6
S200F0.1
GX50Z2
(CLP,1)
GX200Z100
M5
```

Fig. 10-41d sgrossatura di un profilo con passate parallele all'asse Z e finitura del profilo.

di attacco il sistema capisce se il profilo da lavorare è esterno o interno.

Ulteriori dettagli sull'uso delle macroistruzioni devono essere reperiti sui manuali dei controlli numerici.

I *cicli fissi* vengono richiamati semplicemente mediante le funzioni preparatorie G e permettono di programmare operazioni ripetitive per esempio forature profonde, esecuzione di gole, esecuzione di filettature. Alcuni esempi sono riportati nella figura 10-42. Si notino in particolare i vantaggi nell'uso del ciclo fisso di filettatura (**G33**), senza il quale sarebbe necessario programmare tutte le passate necessarie.

Programmazione di operazioni su centro di lavorazione

La figura 10-43 riporta alcuni semplici programmi per l'esecuzione di singole operazioni di *foratura* e di *fresatura*,che utilizzano istruzioni standard ISO. In tutti gli esempi lo *zero pezzo* è stato fissato in corri-

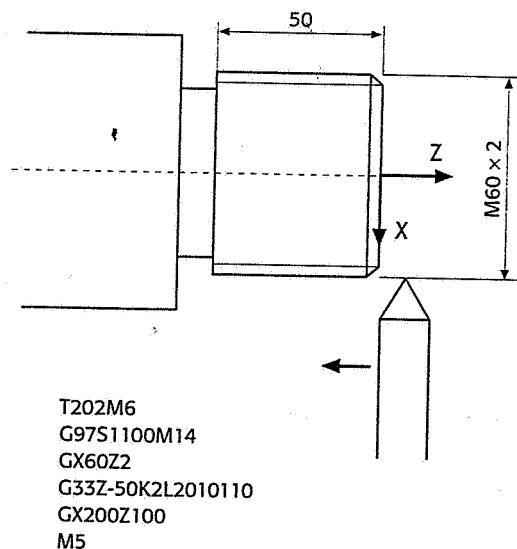
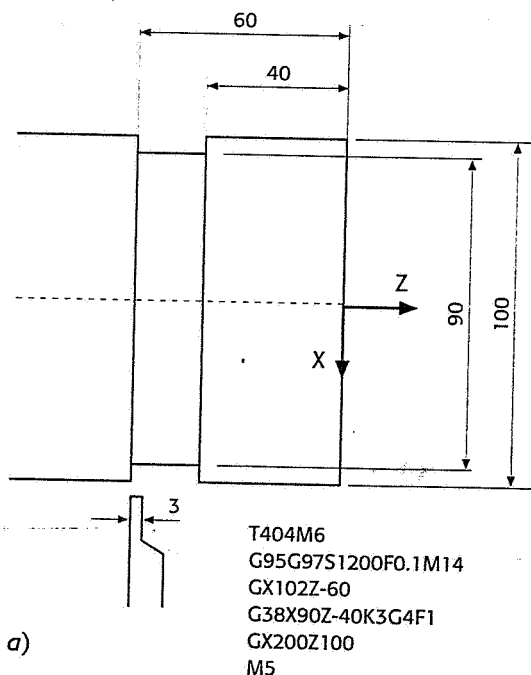
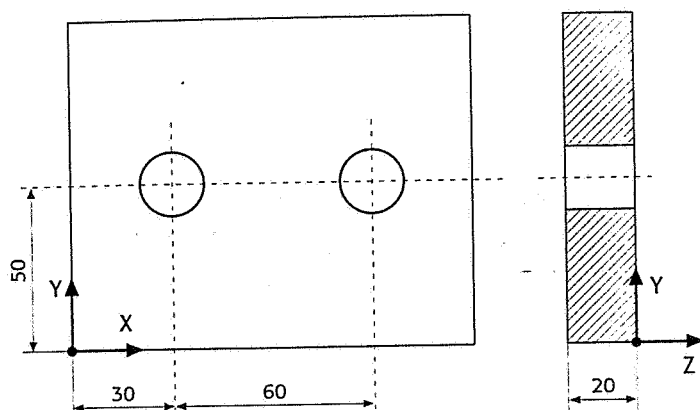
Fig. 10-42 Esempi di uso di cicli fissi in tornitura.
a: esecuzione di una gola (K indica la lunghezza del tagliente)
b: esecuzione di una filettatura (K indica il passo della filettatura; L indica le modalità di esecuzione e il tipo di filettatura)

```
T404M6
G95G97S1200F0.1M14
GX102Z-60
G38X90Z-40K3G4F1
GX200Z100
M5
```

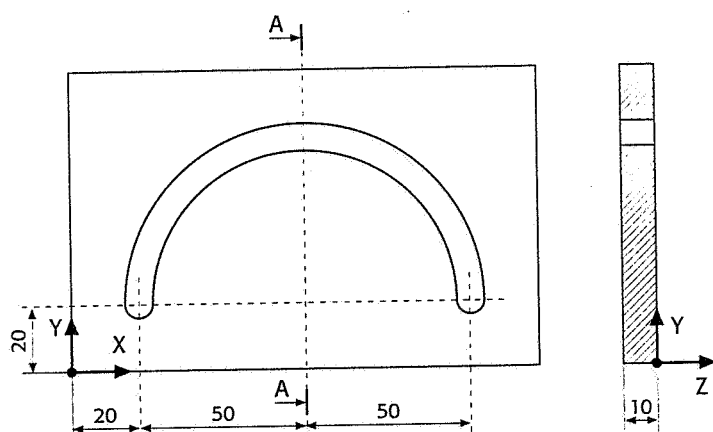
a)

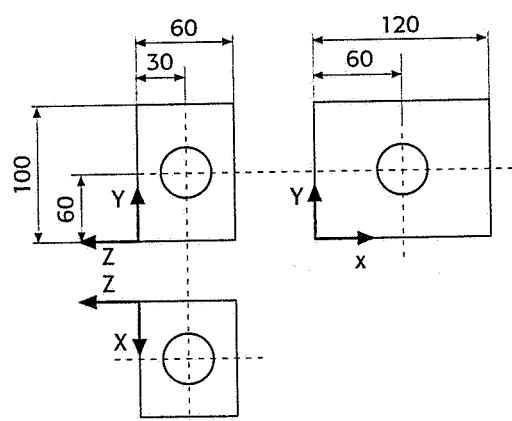
```
T202M6
G97S1100M14
GX60Z2
G33Z-50K2L2010110
GX200Z100
M5
```

b)

ISBN 88-408-1028-5

```
T2.2M6
G95G97S1200F0.2M13
GX30Y50
Z2
G1Z-23
GZ2
X90
G1Z-23
GZ100
M5
```

a)

Fig. 10-43 Esempi di programmazione di semplici operazioni su centro di lavorazione.
a: programmazione di una operazione di foratura
b: programmazione di una operazione di fresatura
c: programmazione di operazioni di foratura su macchina a 5 assi).

```
T4.4M6
G94G97S6000F100M13
GX20Y20
Z2
G1Z-12
G2X120Y20I70J20
GZ100
M5
```

b)

c)

```
..............
GX60Y50BCZ100
Z2
G1Z-62
GZ50
B90
X190
Z-98
G1Z-222
GZ50
C90
Z-108
G1Z-212
GZ100
..............
```

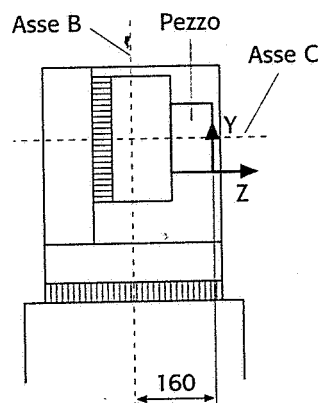
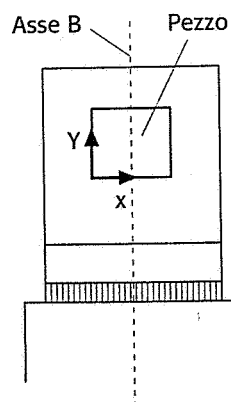
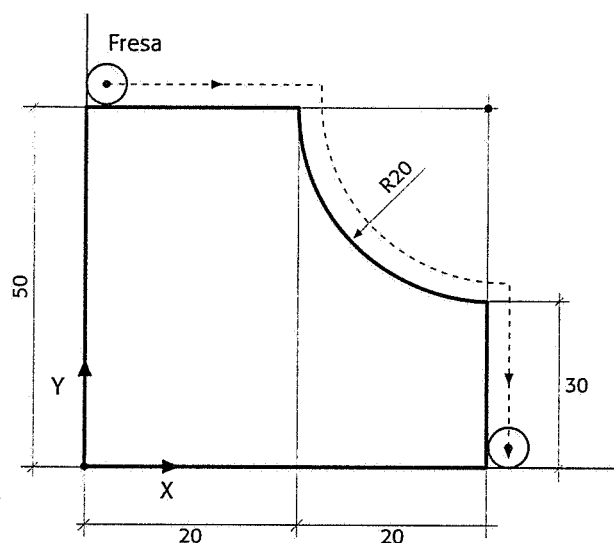
ISBN 88-408-1028-5

spondenza di uno spigolo del pezzo. Come si nota il metodo di programmazione non cambia rispetto a quello usato nella tornitura, salvo il fatto che in questo caso occorre programmare movimenti che riguardano un numero maggiore di assi, in particolare anche assi rotativi. Molto utile è l'uso delle funzioni **G40**, **G41** e **G42** (fig. 10-44), che permettono di programmare utilizzando direttamente le quote sul disegno senza dover calcolare la traiettoria della fresa, che viene automaticamente calcolata dal controllo numerico stesso sulla base del valore del *correttore* (diametro) associato all'utensile usato. In questo modo il programma rimane lo stesso anche se si cambia diametro della fresa, purché si cambi il relativo correttore: inoltre, con semplici modifiche, si possono programmare passate di sgrossatura e di finitura parallele al profilo finale.

```
...........
G41G1XY50
X20
G3X40Y30I40J50
X40Y
G40
...........
```

Fig. 10-44 Esempio di uso della funzione di compensazione diametro utensile nella fresatura di un profilo.

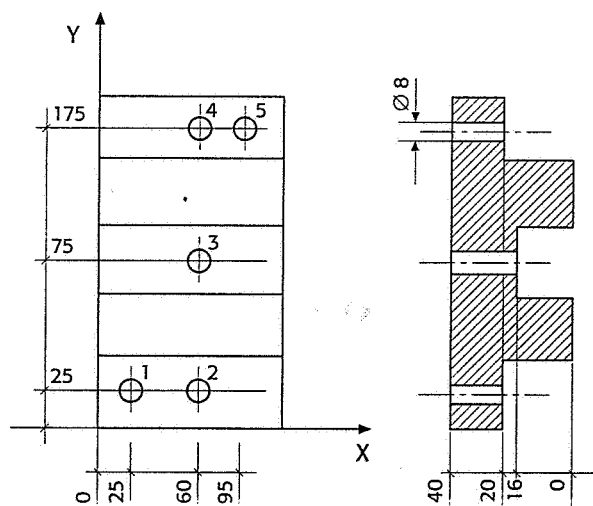
Come nella tornitura è molto utile l'uso dei *cicli fissi*. Ad esempio la figura 10-45 illustra l'uso di un ciclo fisso di foratura su un centro di lavorazione. L'istruzione **G81** richiama il ciclo fisso di foratura e il primo parametro **R** indica la quota di appostamento sull'asse Z *prima* dell'inizio di ogni foro, il secondo parametro **R** la quota di ritorno *dopo* l'esecuzione del foro. Il ciclo fisso deve essere chiuso con l'istruzione **G80**. La variazione di questi parametri permette di applicare il ciclo fisso ai casi, come quello in figura 10-45, dove c'è il rischio di collisione

```
G81 R-18 Z-45 M3
X25 Y25
X60 R-18 R 4
Y75 R-14 R 4
Y175 R-18
X95
G80 Z2 M5
```

Fig. 10-45 Esempio di utilizzazione di un ciclo fisso di foratura.

ISBN 88-408-1028

tra utensile e pezzo. Analoghi cicli fissi sono disponibili per forature con scarico del truciolo, per alesatura, per maschiatura, per i quali si rimanda ai manuali dei controlli numerici. Le istruzioni da G72 a G79 sono riservate a cicli fissi particolari, predisposti dal costruttore del controllo numerico: per esempio i controlli Selca usano l'istruzione **G77** per la fresatura di una cavità poligonale e la **G78** per la fresatura di una cavità circolare.

La programmazione di centri di lavoro richiede inoltre l'uso di altre istruzioni che permettono di risolvere agevolmente complesse problematiche di lavorazione. Alcuni esempi (con *istruzioni dei controlli numerici AB OSAI e Selca*) sono i seguenti:

- Istruzioni per la *selezione*, *traslazione* e *rotazione* del sistema di riferimento. Per esempio il comando triletterale **(UAO,n)** *(controllo AB OSAI)* serve per selezionare l'origine degli assi (zero pezzo) **n** tra quelle preimpostate: ciò è molto utile quando la macchina viene alimentata con pallet su cui sono montati pezzi diversi oppure più pezzi montati sulla stessa attrezzatura. Il comando **(UOT,n, X...,Y...)** *(controllo AB OSAI)* serve per traslare il sistema di riferimento rispetto all'origine n delle quantità indicate da X e da Y, mentre il comando **(URT,a)** *(controllo AB OSAI)* serve per ruotare il sistema di riferimento rispetto a quello selezionato, dell'angolo **a**. Analoghi risultati possono essere ottenuti con apposite istruzioni **G** *(controllo Selca)*. Un esempio che dimostra l'uso di queste istruzioni è illustrato nella figura 10-46.
- Istruzioni per il *controllo del flusso* del programma. Sono disponibili comandi triletterali per *richiamo di sottoprogrammi*, per effettuare *loops*, per *ripetere* parte di programmi ed istruzioni per *gestire variabili*. Gli esempi riportati nelle figg.10-47 e 10-48 *(controllo AB OSAI)* indicano le potenzialità fornite da queste istruzioni, che avvicinano un programma di lavorazione ad un normale programma per computer.

Anche in questo caso le possibilità di utilizzo di istruzioni complesse devono essere ricercate nel manuale del particolare controllo numerico.

La geometria orientata e la contornitura di profili

Un'operazione molto comune nei centri di lavorazione a CN è la *contornitura*, cioè la fresatura, con frese a codolo, di profili piani interni o esterni di forma complessa. Dato che la maggior parte delle unità di

Fig. 10-46 Uso di istruzioni per la selezione di origini e traslazione e rotazione di assi.

Fig. 10-47 Uso di variabili e di istruzioni per il controllo di flusso del programma: centratura e foratura di una matrice di fori (*controllo AB OSAI*).

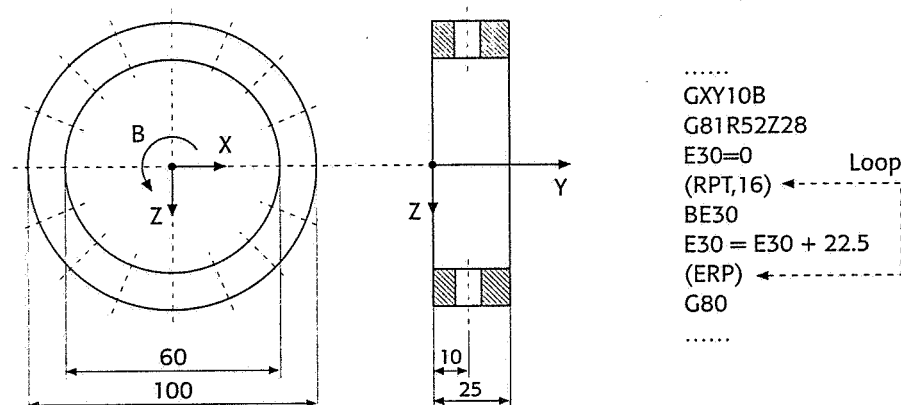



Fig. 10-48 Uso di variabili e di istruzioni per il controllo di flusso del programma: foratura con gestione dell' asse di rotazione B (*controllo AB OSAI*).

governo è in grado di fare interpolazione lineare o circolare, è necessario che tali profili siano composti solamente da segmenti e da archi di cerchio. Per programmare in modo semplice queste operazioni sono stati creati linguaggi appositi, tra i quali il GTL (*Geometrical Technological Language*) della AB OSAI e il PROGET2 della Selca, ambedue implementati direttamente sulle unità di governo e che non richiedono quindi computer esterni. In questo caso occorre prima di tutto *definire univocamente gli enti geometrici* che fanno parte del profilo della contornitura. Ciò può essere fatto agevolmente attraverso la *geometria orientata*, che permette di definire simbolicamente oltre ai punti, le linee e le circonferenze, che devono avere un ben preciso *senso di percorrenza,* onde garantire l'univocità della descrizione del profilo. La figura 10-49 riporta alcuni semplici esempi di definizioni di punti, linee e circonferenze secondo il linguaggio GTL. La figura 10-50 riporta altri esempi di definizione di enti geometrici secondo il linguaggio PROGET2 della Selca, che usa solamente istruzioni **G**.

La programmazione di una lavorazione di contornitura in GTL richiede che in una prima parte vengano *descritti gli enti geometrici* facenti parte del profilo e in una seconda parte si diano istruzioni alla unità di governo di *eseguire la contornitura*, precisando la successione degli elementi geometrici da percorrere, il senso di percorrenza e se si tratta di contornitura esterna o interna. La figura 10-51 illustra un esempio di programma di contornitura scritto in GTL: il significato dei

ISBN 88-408-1028-5

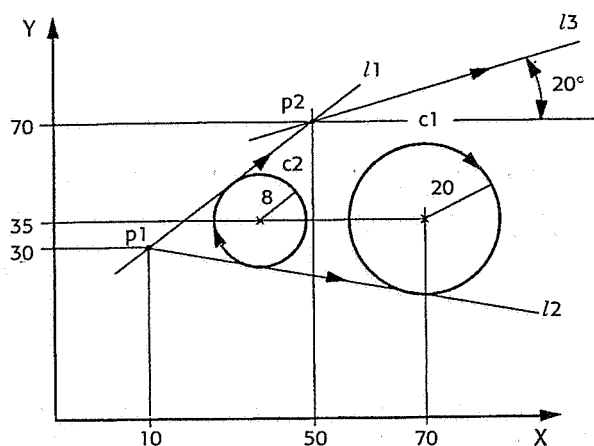
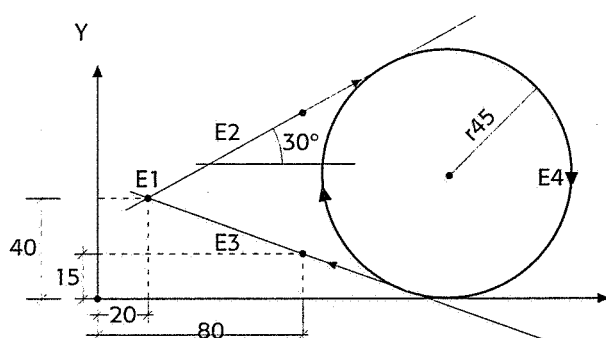
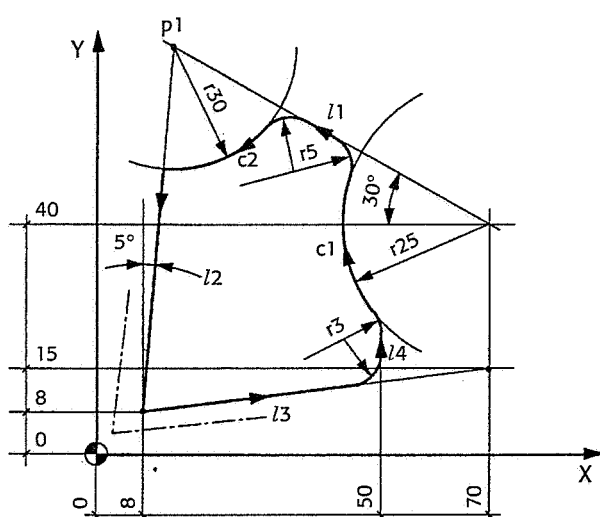
Fig. 10-49 Esempio di definizione di enti geometrici con linguaggio GTL (*controllo AB OSAI*).

```
p1 = X 10 Y 30
p2 = X 50 Y 70
l1 = p1, p2
c1 = I 70 J 35 r - 20
l2 = p1, - c1
c2 = l1, l2, r - 8
l3 = p1, a 20
```

```
E3 = G 10 X 80 Y 15, G 11 X 20 Y 40
E1 = G 20 X 20 Y 40
E2 = G 13 E 1 J 30
E4 = E3, G 21 I 45 , E2
```

Fig. 10-50 Esempio di definizione di enti geometrici con linguaggio PROGET2 (*controllo Selca*).

Fig. 10-51 Esempio di programmazione di una lavorazione di contornitura con linguaggio GTL (*controllo AB OSAI*).

N1	(DIS. "ESEMPIO GTL")	Messaggio
N2	l1 = X 70 Y 40, a 150	Definizione enti geometrici
N3	l2 = X 8 Y 8, a - 95	
N4	p1 = l1, l2	
N5	l3 = X 8 Y 8, X 70 Y 15	
N6	l4 = X 50 Y, a 90	
N7	c1 = I 70 J 40 r - 25	
N8	c2 = p1, r - 20	
N9	F250 S 800 T 1.1 M6 M3	Impostazioni parametri di taglio e chiamata utensile
N10	G X Y	
N11	Z - 10	
N12	G21 G42 l2	Richiamo ciclo di contornitura con compensazione raggio utensile
N13	l3	Descrizione del profilo da contornare sulla base degli elementi già definiti
N14	r3	
N15	l4	
N16	r3	
N17	c1	
N18	r5	
N19	l1	
N20	r5	
N21	c2 s2	
N22	l2	
N23	G 20 G 40 l3	Fine contornitura
N24	G Z 2	Allontanamento rapido e stop programma
N25	X Y M30	

codici usati è riportato nella figura stessa. Le funzioni preparatorie G21/G20 sono usate per aprire e chiudere il ciclo di contornitura. Le funzioni G41/G42/G40 sono impiegate invece per richiamare o eliminare la compensazione raggio utensile.

La figura 10-52 illustra un programma di contornitura scritto in PROGET2, che utilizza solamente istruzioni G senza separazione tra definizione degli enti geometrici e descrizione del profilo.

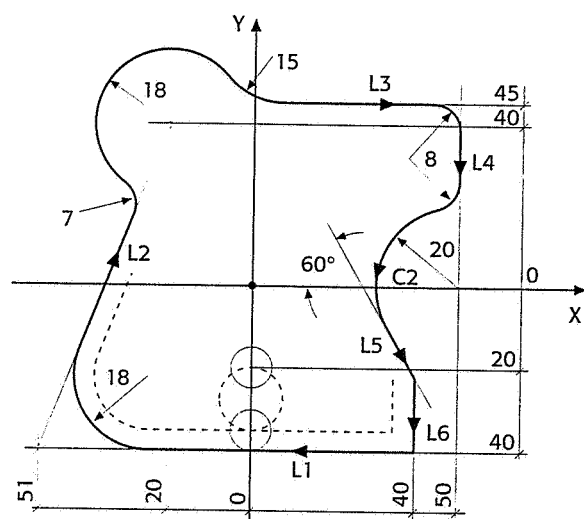
Gli esempi mostrano come, con la programmazione manuale, sia possibile programmare lavorazioni di profili anche complessi con un limitato numero di istruzioni facilmente assimilabili e senza effettuare alcun calcolo.

```
F1000S1200M3
X0Y-20Z2R
Z-10
G42K2
G13Y-40J100
G21I-18
G10X-50Y-40
G11X-20Y40
G21I7
G20X-20Y40I-18
G21I15
G13Y45J0
G21I-8
G13X50J-90
G21
G20X50Y0I20
G13J-60
G13X40J-90
G13Y-40J180
G40X0Y-20K2
Z10R
M30
```

Fig. 10-52 Esempio di programmazione di una lavorazione di contornitura con linguaggio PROGET2 (*controllo Selca*).

10-4-4b Tecniche Computer Aided Manufacturing (CAM)

Come già illustrato nel paragrafo 9-9-1, gli attuali software CAD presenti sul mercato dispongono dei cosiddetti *moduli CN* o *CAM* o *Manufacturing*, cioè di applicazioni che permettono all'utente di costruire interattivamente al terminale grafico il programma di lavorazione per la macchina a CN, sulla base dei dati geometrici del pezzo già disegnato, contenuti nel data-base associato, resi disponibili al sistema. In pratica questi sistemi generano automaticamente delle *traiettorie utensile*, dopo aver ricevuto dall'utente tutte le informazioni relative all'utensile, al ciclo di lavorazione, ai parametri tecnologici, ecc. Le stesse funzioni sono svolte da *specifici programmi CAM*, in grado di interfacciarsi con i programmi CAD secondo formati standard. Anche se le prestazioni di tali programmi sono in continua evoluzione, le operazioni che caratterizzano una *tipica sessione di lavoro* di tali programmi sono le seguenti:

- Creazione o richiamo di un modello di lavorazione (*manufacturing model*): esso consiste generalmente in due file, di cui il primo contiene le informazioni geometriche relative al pezzo finito, il secondo il pezzo grezzo con i soprametalli che, una volta asportati, daranno luogo alle superfici descritte nel pezzo finito.
- Preparazione di un *data base tecnologico* in cui è necessario fissare le macchine utensili da usare e i loro parametri, gli utensili necessari e le loro caratteristiche (da librerie predisposte), le attrez-

ISBN 88-408-1028-5

zature necessarie (da librerie per attrezzature standard oppure generate al CAD, se speciali), tabelle con parametri di taglio.

- Per ogni macchina usata nel ciclo di lavorazione scelto, occorre poi definire la sequenza delle operazioni e, per ognuna di esse, occorre: scegliere l'utensile tra quelli predisposti nel data base, assegnare i parametri di taglio, definire l'orientamento del pezzo rispetto agli assi controllati della macchina, indicare quale superficie si vuole lavorare e definire i punti di inizio e di fine della traiettoria utensile. Per ogni operazioni il programma genera automaticamente la traiettoria e la visualizza per eventuali controlli e/o modifiche, sempre possibili da parte dell'utente.
- A questo punto si può chiedere al sistema di simulare la lavorazione. Ciò viene fatto in modo dinamico (rispettando le differenze tra i movimenti a velocità di lavoro e quelli in rapido), con grande realismo, con visualizzazione dell'utensile e del pezzo in trasformazione e con segnalazione di eventuali situazioni di collisione con le attrezzature.
- Memorizzazione del file così generato (CL-file) e sua traduzione, mediante post processor, in un codice adatto alle particolari macchine disponibili.

Come traspare da questa breve descrizione e come già rimarcato nel paragrafo 9-9-1, queste tecniche, pur semplificando enormemente la programmazione delle macchine utensili e pur trovando grande diffusione nell'industria, non hanno quelle caratteristiche di *intelligenza* e di *conoscenza tecnologica* tali da evitare tutta la fase interattiva sopra descritta, che non può comunque prescindere da *profonda esperienza* nel campo delle lavorazioni. In altre parole scelte errate di utensili, di parametri di taglio, di sequenza delle operazioni non possono certo essere segnalate dal programma.

Solo un sistema CAPP è in grado di risolvere questo problema.

10-4-5 Le altre applicazioni del controllo numerico

La tecnica del controllo numerico, seppur nata per l'applicazione sulle macchine utensili ad asportazione di truciolo, si è affermata anche in altri tipi di macchine, primi tra tutti i *robot* industriali e le *macchina di misura* ai quali sono dedicati specifici paragrafi, data la loro importanza. Rimandando ai testi specializzati per maggiori approfondimenti, vengono qui di seguito citate alcune importanti applicazioni:

- *Le macchine per la lavorazione della lamiera*: l'applicazione più interessante è quella che va sotto il nome di *centro di lavorazione lamiera*, cioè una macchina particolarmente versatile nella quale possono essere effettuate operazioni di tranciatura (meccanica e con laser), piegatura e imbutitura poco profonda. Le operazioni di tranciatura meccanica vengono eseguite utilizzando diversi punzoni, contenuti in apposito magazzino.
- *Sistemi per il taglio*: si tratta semplicemente di macchine con controllo numerico a due assi, nelle quali il materiale dal quale si desidera tagliare forme piane complesse, si muove secondo traiettorie programmate sotto un dispositivo di taglio che può essere un raggio laser, un water-jet, un cannello ossiacetilenico da taglio, una torcia al plasma, un filo a elettroerosione, ecc.

10-5 Il monitoraggio e il controllo adattativo delle macchine utensili

10-5-1 Generalità

Le pressanti esigenze di riduzione del costo del personale e di mantenere un elevato livello di qualità del prodotto e di produttività, spingono verso l'impiego di sistemi automatici che svolgano funzioni diagnostiche e di controllo intelligente delle macchine utensili, per metterle in grado di lavorare correttamente anche in turni non presidiati cioè in grado di intervenire di fronte al verificarsi di condizioni anomale o non previste in fase di programmazione. Occorre tenere presente che, durante la fase di programmazione delle macchine a CN, la scelta dei parametri di taglio è frutto di applicazione di strategie basate su un *compromesso* rispetto a tutta la gamma di condizioni operative che si prevede di incontrare durante la lavorazione. Infatti il sistema macchina-pezzo-utensile è, durante la lavorazione, in continua evoluzione, per vari motivi tra cui:

- variazioni di forma e dimensioni del greggio rispetto a quanto previsto;
- variazione del punto di applicazione delle forze di taglio;
- variazioni di intensità e direzione delle forze di taglio dovute a variazioni strutturali del materiale lavorato, dello spessore del soprametallo;
- variazioni della geometria dell'utensile;
- variazione della configurazione geometrica della macchina.

Ne consegue che lo sfruttamento delle massime prestazioni fornibili dalla macchina è limitato a periodi saltuari e generalmente assai brevi, rispetto all'intero tempo di lavorazione. Inoltre l'evoluzione dinamica del sistema macchina-pezzo-utensile può determinare il verificarsi imprevedibile di *condizioni anomale*, quali l'insorgere di vibrazioni che possono pregiudicare la qualità del prodotto lavorato, la eccessiva usura dell'utensile o la sua rottura, la non corretta rottura dei trucioli, quote lavorate fuori tolleranza.

Nasce quindi l'esigenza di installare, sulle macchine altamente automatizzate come quelle a CN, *sensori* in grado di rilevare le condizioni in cui si sta svolgendo il processo ed eventualmente di sistemi di controllo che siano in grado di adeguare i parametri di taglio alle mutate condizioni di lavorazione in modo da ottimizzare l'efficienza delle varie operazioni di taglio, cioè di *comandi adattativi*.

10-5-2 I sensori

Vengono qui di seguito brevemente illustrati i principali tipi di sensore, sviluppati in ambiente industriale e di ricerca, per i rilevamenti seguenti.

10-5-2a Controllo dimensionale

Il sistema più usato per vari tipi di controlli dimensionali su pezzi e utensili, a bordo macchina, è il *tastatore*. Esso è schematizzato nella

ISBN 88-408-1028-5

figura 10-53 ed è costituito in pratica da un microinterruttore omnidirezionale di precisione costruttivamente formato da un *corpo* e da uno *stilo*. Esso viene normalmente montato nel mandrino di un centro di lavoro a CN come un comune utensile e, tramite opportuno programma, inviato a tastare alcuni punti di una superficie del pezzo in lavorazione, secondo il principio illustrato nel paragrafo 10-7. Le utilizzazioni del sensore sono le seguenti:

- controllo iniziale del posizionamento del pezzo, controllo del sopra-metallo presente sulle superfici del pezzo fuso o stampato per il calcolo automatico del numero di passate;

a)

b)

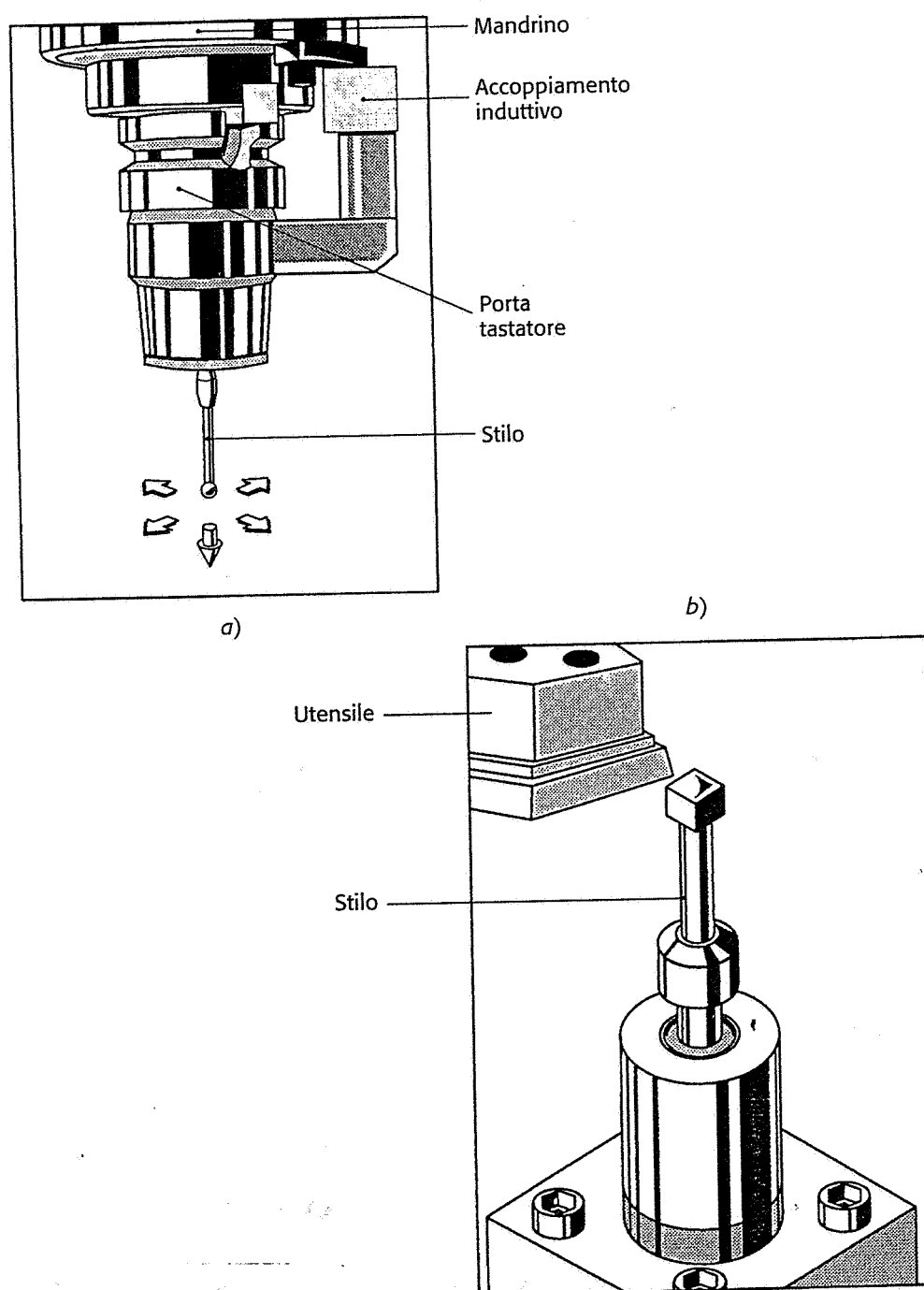



Fig. 10-53 Utilizzazioni di un tastatore: a, per controllo quote su mandrino di centro di lavorazione; b, su tornio per controllo usura dell'utensile (*cortesia Renishaw*).

- controllo di quote sul pezzo, sia tra una operazione e l'altra sia al termine della lavorazione: in ambo i casi è possibile variare automaticamente il valore dei correttori per compensare errori di presetting o fenomeni di usura;
- il tastatore può anche essere posizionato sulla tavola portapezzi e usato come controllo integrità o usura utensile, ovviamente tra una operazione e l'altra.

Le unità di governo CNC dispongono di apposite istruzioni tipo G per programmare queste operazioni di tastatura e di modifica automatica dei correttori.
Esiste anche la possibilità di un controllo dimensionale senza contatto mediante tastatore laser (par. 10-7-3).

10-5-2b Rottura utensile

Il controllo della rottura utensile può essere fatto con metodi semplici (ottici, con contatto, ecc.) *dopo* che la rottura è avvenuta. Interessante, e più difficile, è realizzare un sensore in grado di segnalare una *imminente rottura*, con un anticipo anche di una frazione di secondo, in modo da limitare i danni al pezzo o alla macchina. Ciò è possibile, in certi casi, con un sensore di *emissione acustica*, montato sull'utensile da tornio oppure sulla tavola portapezzo nei centri di lavoro. Il principio su cui si basa questo metodo è che nell'utensile, poco prima della rottura, si formano delle microfessurazioni, che sono accompagnate dal rilascio di energia elastica, sotto forma di onde ultrasoniche nel campo di frequenza 300 kHz-1 MHz: tali onde possono essere captate da un sensore piezo-elettrico (fig. 10-54). Quando il segnale emesso, opportunamente elaborato, supera un valore di soglia prefissato, significa che una rottura è di solito imminente e l'unità di governo può quindi prendere provvedimenti opportuni.

Un altro metodo, usato in tornitura, consiste nel rilevamento *on-line* delle *componenti della forza di taglio*, dalle quali si possono indirettamente trarre informazioni sia sull'usura sia sulla rottura: questo metodo è illustrato nei punti seguenti.

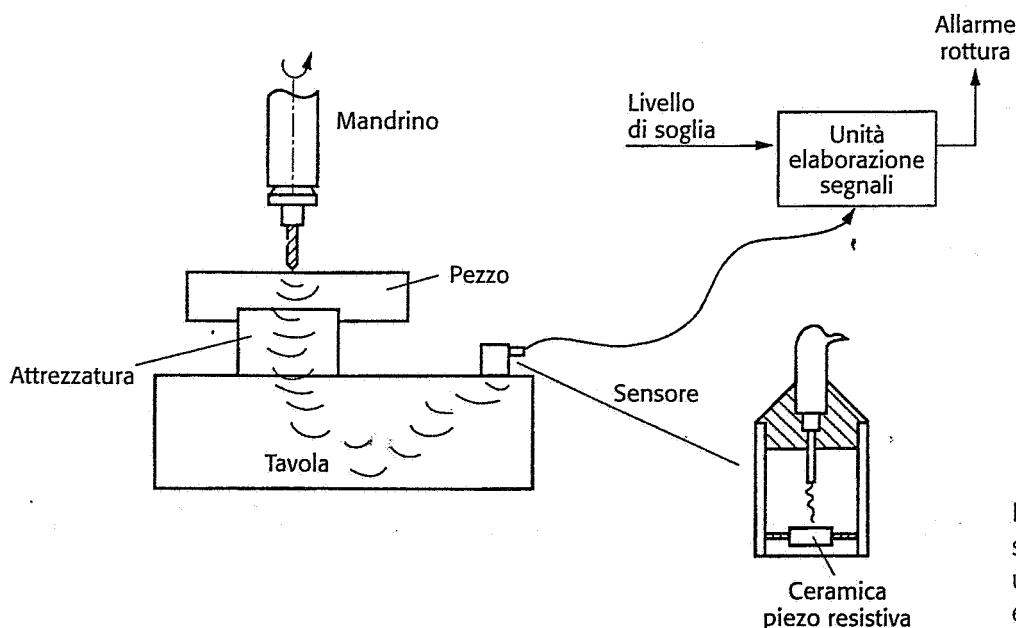



Fig. 10-54 Schema di un sistema di controllo rottura utensile con sensore di emissione acustica.

ISBN 88-408-1028-5

10-5-2c Usura utensile

A parte i metodi indiretti basati sulla misura della forza di taglio o sulle variazioni dimensionali del pezzo lavorato o su una tastatura dell'utensile stesso, il rilevamento *in process diretto* dell'usura dell'utensile è un problema di non facile soluzione. Un metodo promettente, collaudato a livello di prototipo presso l'Università di Pisa per utensili monotaglienti (ma estendibile agli altri) è quello ottico che si basa su un'analisi computerizzata dell'immagine dell'utensile usurato, ripresa da una telecamera. Ovviamente questo metodo può essere usato solo tra una passata e un'altra oppure su utensili in magazzino.

La figura 10-55 ne illustra il principio di funzionamento: la punta dell'utensile viene illuminata da due sorgenti diverse, una a luce normale una a luce laser, per mettere in rilievo sia l'usura sul fianco sia quella sul petto. L'analisi dell'immagine, fatta con opportuno software, permette di ottenere in un tempo molto limitato, molte informazioni sulla morfologia dell'usura, tra i quali i classici parametri VB e KT/KM. Il sensore è costruito in modo da potersi adattare a tutti gli utensili presenti sulla torretta del tornio e da essere portato in posizione di misura solo al momento programmato.

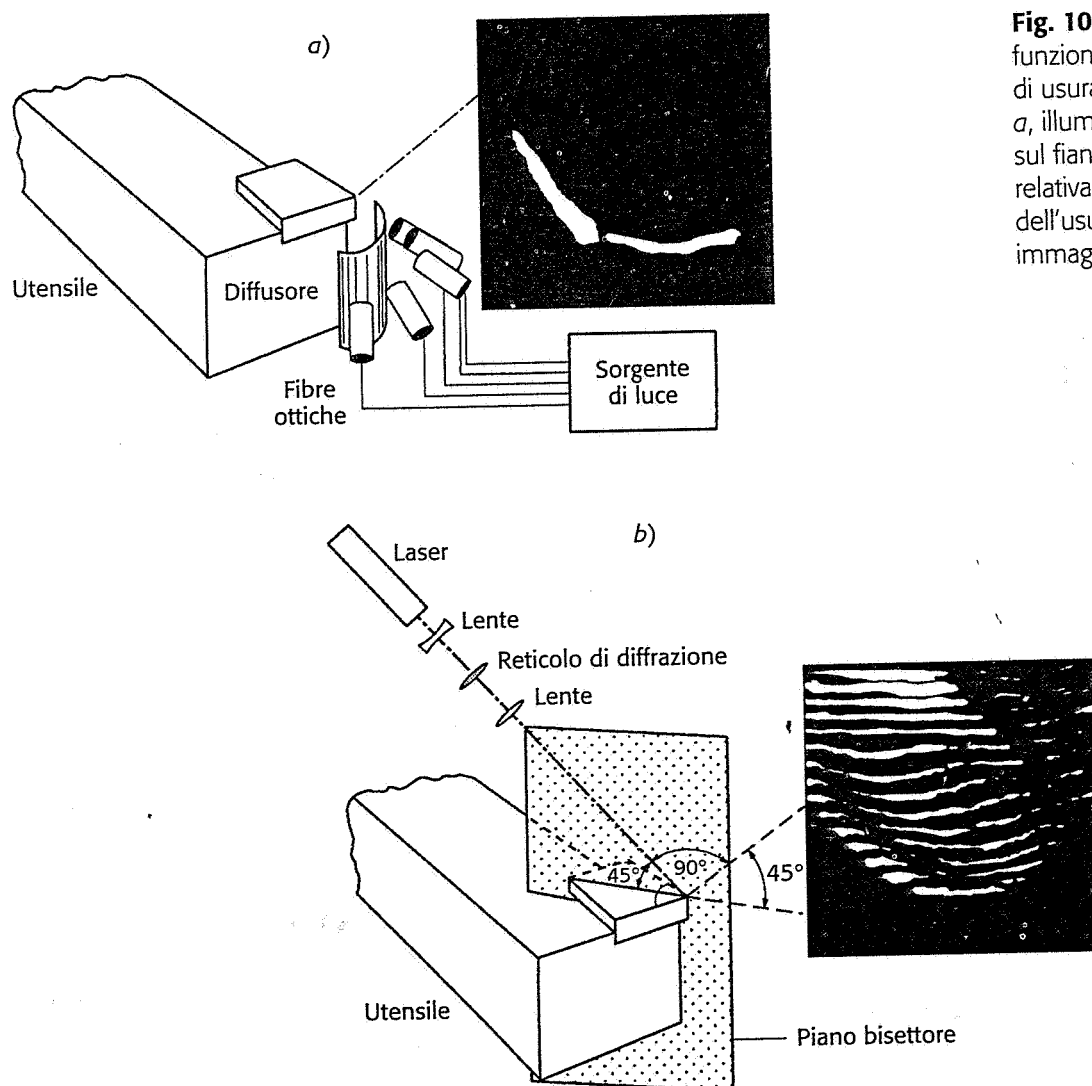



Fig. 10-55 Principio di funzionamento del sensore di usura dell'utensile: *a*, illuminazione dell'usura sul fianco e immagine relativa; *b*, illuminazione dell'usura sul petto e immagine ottenuta.

10-5-2d Forze e potenza di taglio

Il rilevamento in process delle forze e della potenza di taglio è il sistema di monitoraggio attualmente più diffuso e impiegato a livello industriale. Dall'analisi ed elaborazione dei segnali provenienti da questi sensori è possibile:

- calcolare il valore delle componenti della forza di taglio;
- valutare l'usura dell'utensile mediante confronto con livelli di forza noti;
- riconoscere, dall'andamento del segnale, il verificarsi della rottura utensile;
- realizzare comandi adattativi per la regolazione automatica di avanzamento e profondità di passata.

Il metodo più semplice per il rilevamento delle componenti della forza di taglio è quello del *dinamometro*, già illustrato nel paragrafo 7-5-1, sia del tipo piezoelettrico sia del tipo estensimetrico. In pratica la misura di una forza si trasforma in una misura di deformazione, che, per la rigidezza dell'insieme, deve mantenersi limitata. Il problema nasce però quando si va a installare i dinamometri sulle moderne macchine a CN, dotate di magazzini utensili. Nel caso della tornitura il problema è in relazione alla presenza di una torretta girevole portautensili: il sistema più usato è quello di inserire gli elementi sensibili tra la torretta girevole e il suo supporto, secondo uno degli schemi della figura 10-56.

Nel caso invece di centri di lavorazione a CN, l'inserimento di piastre dinamometriche piezoelettriche al di sotto della tavola porta-

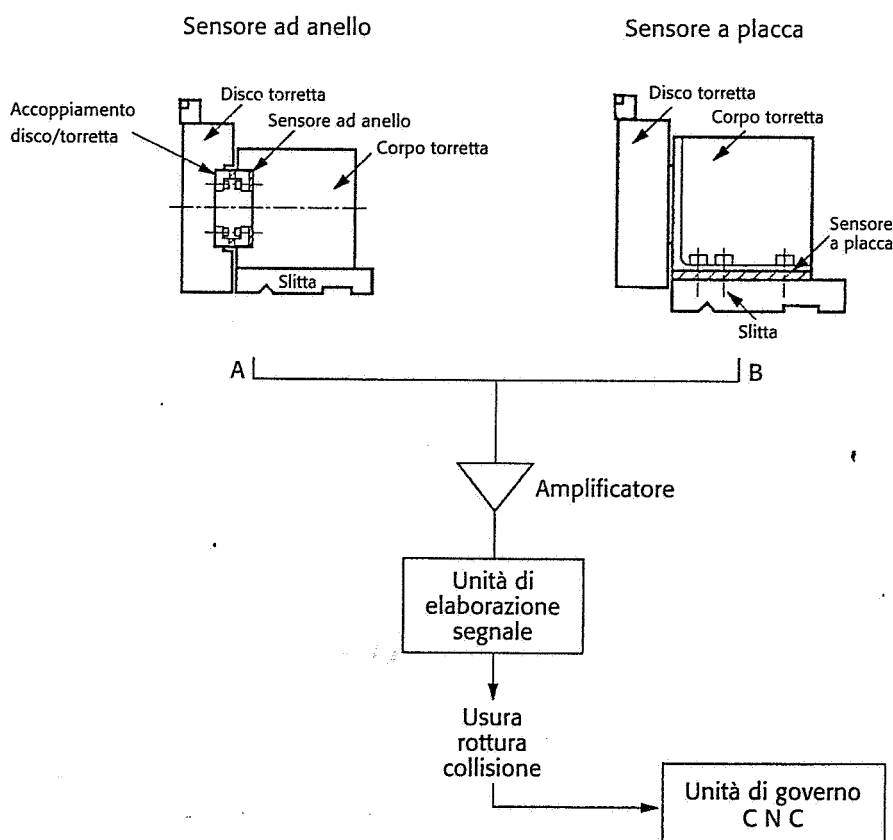



Fig. 10-56 Metodo dinamometrico per il rilievo delle componenti della forza di taglio e sua utilizzazione per il rilevamento in process di usura utensile, rottura o collisione (*cortesia Kennametal*).

ISBN 88-408-1028-5

pezzo, non rappresenta una soluzione industrialmente accettabile. Per questo motivo è stato sviluppato un altro sistema di misura basato sul montaggio di *anelli deformabili*, dotati di estensimetri, nella sede dei cuscinetti reggispinta del mandrino o meglio delle viti di comando delle tavole (fig. 10-57) o della torretta dei torni. In questo modo è possibile misurare on line solamente le componenti della forza parallele alla direzione di avanzamento e avere informazioni circa l'usura o la rottura dell'utensile, variazioni di lavorabilità del pezzo, variazioni del soprametallo, ostruzioni nell'evacuazione dei trucioli in foratura, ecc. Il sistema ha il vantaggio di un montaggio piuttosto semplice sulle macchine.

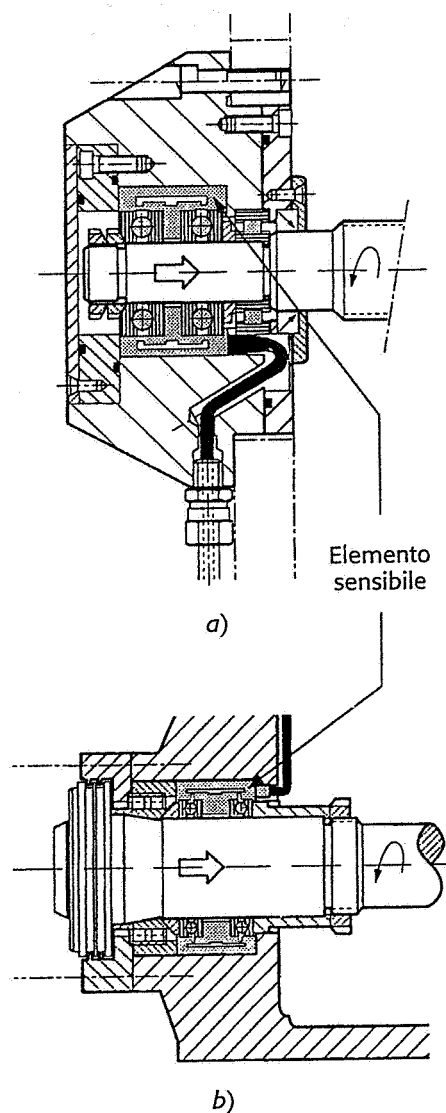



Fig. 10-57 Installazione di sensori estensimetrici di spinta assiale su viti a sfere *a*) e su mandrini *b*) (*cortesia Sandvik*).

Ovviamente questi sistemi permettono di risalire alla potenza di taglio, conoscendo il diametro del pezzo o dell'utensile a seconda della lavorazione, e la velocità angolare.

Una soluzione interessante ed innovativa è quella tesa a sviluppare *utensili intelligenti (smart tools)*, ciò utensili sensorizzati, di costo accettabile e utilizzabili come quelli normali. Un esempio di questa soluzione per le lavorazioni di tornitura, realizzato presso l'Univerità di Pisa, è illustrato nella figura 10-58. In una zona opportunamente

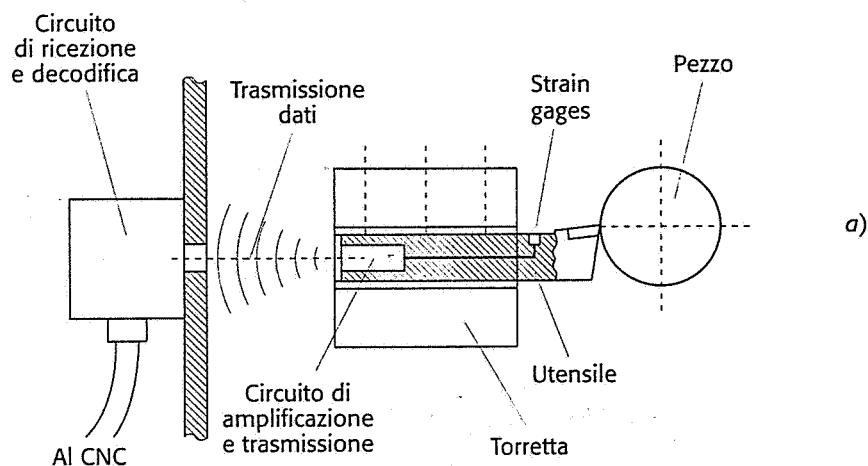
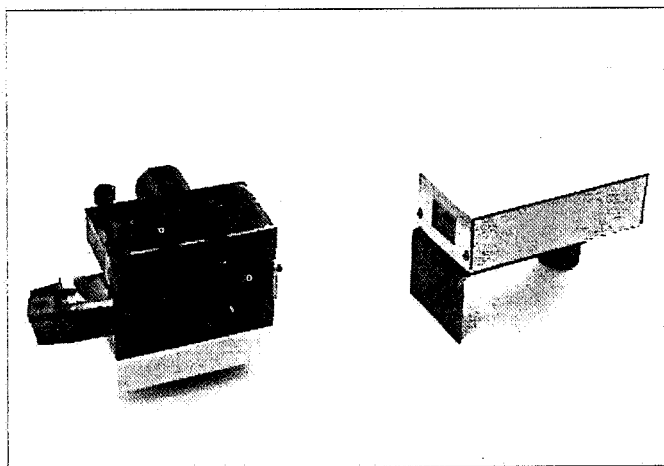



Fig. 10-58 Utensile sensorizzato (*smart tool*) per tornitura. *a*: principio di funzionamento. *b*: immagine dell'utensile montato su una torretta portautensile e del ricevitore.

protetta dello stelo dell'utensile sono posizionati *strain gauges* per la misura della deformazione e il segnale del ponte di misura, opportunamente amplificato, viene trasmesso senza connessioni (per via ottica o radio) a un ricevitore ed elaborato dalla unità di governo. Il sistema permette la misura di due componenti della forza di taglio con sufficiente sensibilità e affidabilità, senza imporre modifiche alla macchina utensile.

Un metodo molto più semplice per la misura in process della potenza, e indirettamente della coppia e della componente principale della forza di taglio, è quello basato sul rilevamento dei *parametri elettrici del motore mandrino*. Infatti utilizzando motori in corrente continua con controllo di armatura, la corrente di armatura è proporzionale alla coppia assorbita. La misura della velocità angolare è facilmente ricavabile dalla dinamo tachimetrica (o dall'encoder) sempre presente sul mandrino e si può utilizzare per il calcolo della potenza sviluppata dal motore. Ovviamente questo metodo, pur essendo molto semplice, sensibile e non richiedendo particolari sensori, necessita di una calibrazione che tenga conto sia del rendimento della trasmissione tra motore e mandrino, sia della coppia e potenza assorbite a vuoto, cioè senza tagliare, normalmente variabili in funzione del regime di rotazione del motore.

ISBN 88-408-102

10-5-3 I comandi adattativi

Un comando adattativo è un sistema di controllo che, durante la lavorazione, rilevando alcuni parametri del processo ed eventualmente elaborandoli, modifica il valore dei parametri di taglio, al variare delle condizioni del sistema, in modo da ottimizzare il valore di un *indice di prestazione* predefinito. Il concetto di comando adattativo è la estensione del concetto di ottimizzazione statica a quei processi, come quello di taglio dei metalli, nei quali le variazioni sono troppo ampie e imprevedibili per poter provvedere a un loro controllo con un sistema a parametri fissi. Le prestazioni di una macchina utensile dipendono dai limiti imposti dalla macchina stessa (massima potenza e coppia disponibile al mandrino, massima velocità di rotazione, massimo avanzamento), dall'utensile (suo dimensionamento e massima temperatura ammessa sul tagliente) dal sistema macchina-pezzo-utensile (stabilità statica e dinamica). Lo sfruttamento quindi delle riserve latenti in tutte le lavorazioni mediante la capacità di *autogovernarsi* della macchina può permettere di ridurre il costo di lavorazione.
Inoltre, poiché in molti casi il comando adattativo controlla uno o più parametri dinamici (forze di taglio, coppia, potenza, deformazioni o vibrazioni), è logico attendersi una maggior costanza delle quote lavorate e una maggior stabilità del sistema nei confronti delle vibrazioni, evitando così il decadimento della qualità della superficie lavorata e l'usura prematura degli organi della macchina.

Alcuni tipi di comando adattativo particolarmente semplici sono stati installati su alcune macchine a CN, ma la maggior parte dei comandi adattativi sperimentati sono rimasti a livello di prototipi: si ritiene che ciò dipenda principalmente dalle tuttora presenti esigenze di miglioramento e di semplificazione della tecnica dei sensori.

I comandi adattativi delle macchine utensili si distinguono in comandi di ottimizzazione *ACO (Adaptive Control Optimization)* e di limite *ACC (Adaptive Control Constraint)*.

10-5-3a I comandi ACO

I comandi ACO sono basati su un indice di prestazione che il controllo deve massimizzare (o minimizzare) variando i parametri di taglio, compatibilmente con i limiti imposti dal sistema macchina-pezzo-utensile: gli indici di prestazione sono per esempio il *costo di lavorazione*, il *tempo di lavorazione* o un *compromesso* tra minimo costo e massima produzione. Il processo di valutazione dell'indice di prestazione e della sua ottimizzazione richiede la conoscenza del processo di taglio, del comportamento statico e dinamico del sistema, del processo di usura degli utensili: in pratica richiede un *modello* matematico. Il modello *deterministico*, basato su alcune ipotesi fondamentali quali omogeneità del materiale, invarianza dei parametri, assenza di disturbi, leggi di usura note, ecc., non è in generale aderente al reale comportamento del sistema. Per questo motivo si ritiene conveniente usare un modello *probabilistico*, ottenuto dall'elaborazione di un'ampia raccolta di dati empirici; in questo caso il comando ACO è tanto più efficiente quanto numerosi e affidabili sono i dati sperimentali disponibili. Spesso dal comando ACO ci si attende non tanto una combinazione *ottimale* di parametri di taglio, quanto piuttosto una *tecnologicamente accettabile*. I comandi ACO non hanno trovato fino ad oggi né un grande sviluppo di ricerche né una grande diffusione industriale principalmente per due motivi: primo, la disponibilità di

dati sperimentali relativi ai vari materiali è costosa, secondo i sensori per il rilevamento in process di alcune grandezze del processo di taglio, quali usura dell'utensile, finitura superficiale, non sono ancora usciti dalla fase di prototipo sperimentale.

Attualmente, con l'alto grado di automazione raggiunto dalle macchine a CN e con l'aumento della potenza di calcolo delle loro unità di governo, un comando adattativo ACO dovrebbe essere un vero e proprio sistema *intelligente* di autogoverno della macchina, in grado di tenere sotto controllo il processo di taglio mediante vari sensori (usura utensile, forze, potenza, deformazioni pezzo, vibrazioni, forma del truciolo, ecc.), utilizzando una conoscenza tecnologica empirica, continuamente aggiornabile sulla base del funzionamento della macchina: la tecnica decisionale, sia per la variazione dei parametri del taglio sia per altri provvedimenti da prendere, dovrebbe essere basata su un *sistema esperto*, implementato nella stessa unità di governo, in grado di prendere decisioni in tempo reale. Uno schema a blocchi di questo controllo ACO, che permetterebbe di ottenere una macchina utensile *intelligente*, dotata di autoapprendimento, è riportato nella figura 10-59.

10-5-3b I comandi ACC

Se il controllo adattativo, anziché ricercare istante per istante la combinazione ottimale dei parametri di taglio, si limita a tenere costante uno o più parametri caratteristici del processo (come temperatura di taglio, potenza e forze di taglio, ampiezza delle vibrazioni, rugosità superficiale, ecc.), agendo su uno o più parametri fondamentali del taglio, esso prende il nome di comando *adattativo di limite (ACC)*. Anche se il comando ACC non raggiunge la validità teorica e l'utilità pratica dell'ACO, tuttavia esso è quello che vanta qualche applicazione industriale.

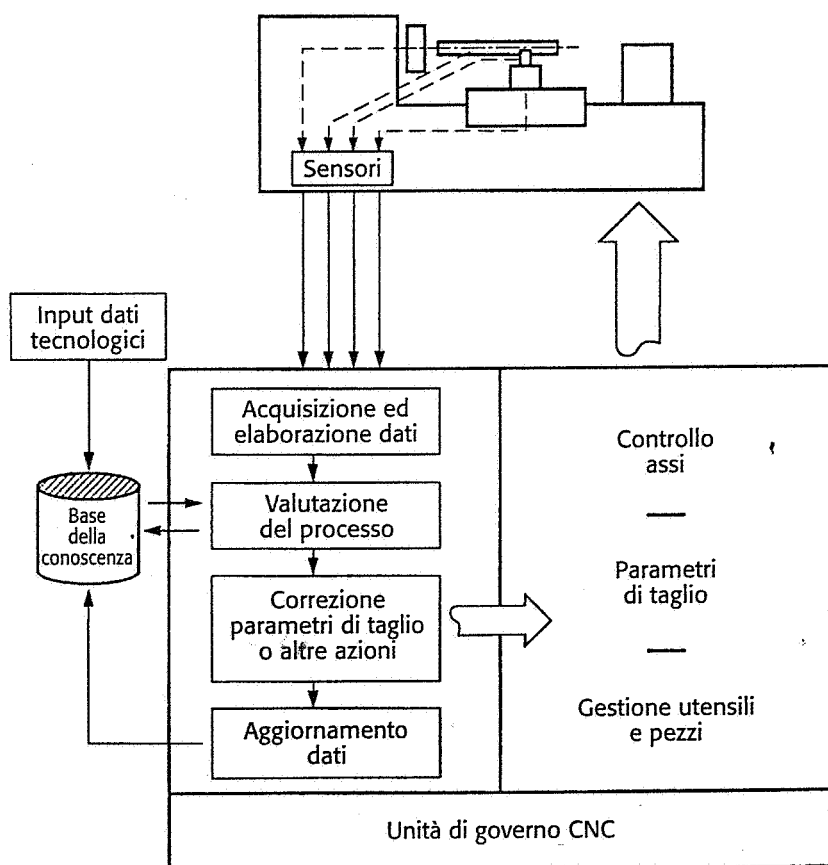



Fig. 10-59 Principio di funzionamento di un comando adattativo tipo ACO implementato nella unità di governo di una macchina a CN.

ISBN 88-408-

I comandi ACC sono stati realizzati per operazioni di tornitura, fresatura e foratura.

Presso l'Università di Pisa sono stati realizzati comandi ACC a temperatura di taglio costante, a forza di taglio costante e a potenza di taglio costante. Tali comandi adattativi sono relativamente semplici ed economici, possono utilizzare sensori affidabili e collaudati, non richiedono apparecchiatura ausiliarie di controllo, possono essere implementati direttamente sulle moderne unità di governo, permettono di ridurre i tempi attivi, migliorano la qualità del prodotto.

Limitandosi al comando a forza di taglio costante, occorre ricordare che la componente principale della forza di taglio può variare, in tornitura, durante una stessa passata, con conseguenti scarso sfruttamento della potenza disponibile, sollecitazioni disuniformi sull'utensile, sugli organi mobili della macchina e sul pezzo in lavorazione. Ciò comporta, oltre che un minore volume di truciolo asportato, vibrazioni e usura prematura delle guide della macchina, difficoltà di mantenere le superfici lavorate entro i limiti prefissati di tolleranza macro e microgeometrica richiesti. Le cause di tali variazioni sono per esempio spessore non costante del soprametallo, disomogeneità strutturali del materiale lavorato, variazioni dello stato di usura, ecc.

Il comando adattativo *a forza di taglio costante*, illustrato schematicamente nella figura 10-60, utilizza l'avanzamento come variabile di controllo. Il valore della componente principale della forza di taglio può essere rilevato tramite uno dei sistemi descritti nel paragrafo 10-5-2d. Esso permette di ottenere i seguenti vantaggi:

- possibilità di lavorare in modo continuo con il massimo valore della forza consentito dal sistema macchina-pezzo-utensile;
- notevoli risparmi di tempo in quanto la macchina provvede a portare l'avanzamento al valore massimo prefissato quando l'utensile non taglia e al valore massimo consentito dalla forza quando il soprametallo tende a diminuire.

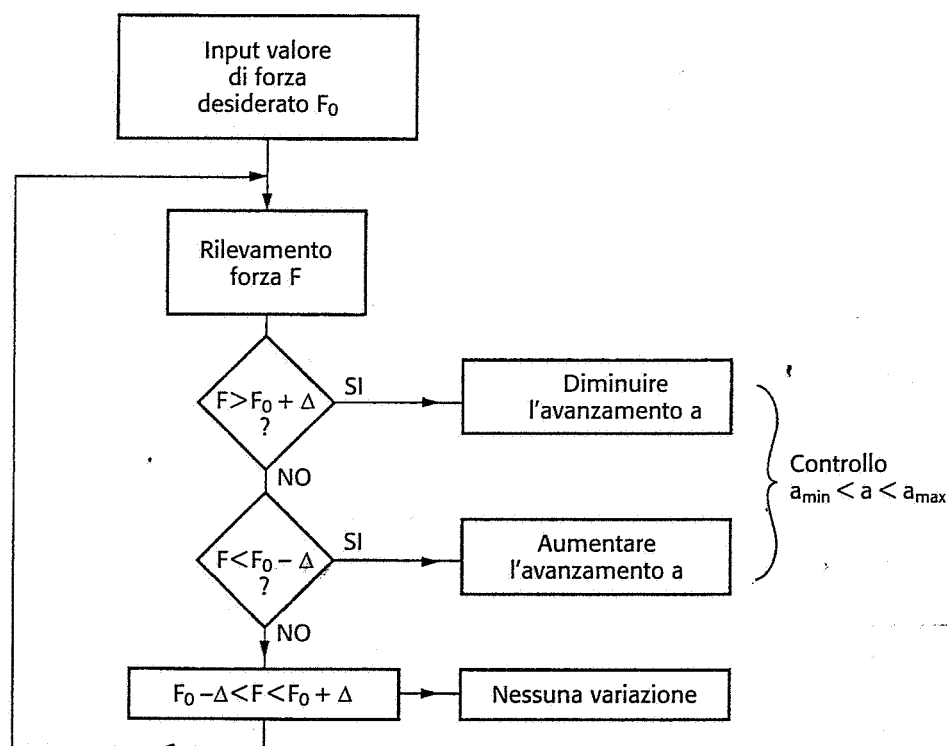



Fig. 10-60 Logica semplificata di funzionamento di un comando ACC a forza di taglio costante. (2 Δ è la fascia di oscillazione del valore della forza, entro la quale il comando non interviene).

ISBN 88-408-1028-5

Analoghi vantaggi provengono dall'uso di un comando adattativo a *potenza di taglio costante*, ottenuto ricavando la potenza assorbita al mandrino dalla potenza del motore elettrico e tenendo conto del rendimento della trasmissione, mediante prove di taratura iniziali. Quest'ultimo comando è uno dei comandi ACC che hanno trovato una certa diffusione industriale.

10-6 I robot industriali

10-6-1 Generalità

Nel vasto panorama dell'automazione della produzione, un ruolo fondamentale è svolto dai robot industriali che consentono, con la loro struttura e i loro movimenti assai simili a quelli di un braccio umano, di automatizzare e rendere più efficienti numerose operazioni che erano in precedenza riservate esclusivamente all'intervento di uno o più operatori.

Lo sviluppo di unità elettroniche di controllo a elevate prestazioni, ne ha allargato il campo di applicazione a numerosi settori, facendo del robot uno strumento indispensabile a una moderna e competitiva industria metalmeccanica.

Secondo una definizione maggiormente ricorrente, il robot è un *manipolatore riprogrammabile, multifunzionale, progettato per muovere materiali, pezzi, utensili o attrezzi speciali attraverso movimenti variabili programmati per l'esecuzione di una varietà di lavori.*

Da questa definizione si deduce che le caratteristiche peculiari di un robot sono quindi: a) possibilità di manipolare oggetti o utensili; b) programmabilità; c) versatilità. Traspare inoltre un'altra caratteristica di un robot industriale, ovvero quella di poter eseguire lavorazioni meccaniche, quali sbavature e altri processi di taglio che non richiedano elevate forze, semplicemente montando un utensile sulla sua appendice operativa.

Poiché i movimenti di un robot sono assai simili a quelli di un braccio umano, anche la denominazione dei vari elementi che lo costituiscono segue quella comunemente adottata nell'anatomia umana. Si ha quindi il *corpo*, che rappresenta la base strutturale principale, la *spalla*, che rappresenta la prima articolazione, il *braccio*, il *gomito*, il *polso*, la *mano* e infine le *dita*, che rappresentano l'organo prensile di tutta la struttura (*gripper*). Con il termine *gradi di libertà* di un robot generalmente si intende il numero di movimenti (talvolta denominati anche *numero di assi*) di cui il robot è dotato. È chiaro che maggiore è il numero di gradi di libertà, maggiori sono la versatilità e la complessità del robot stesso.

In pratica il robot altro non è che una macchina a controllo numerico, con struttura articolata, non espressamente dedicata a lavorazioni meccaniche di precisione, ma alla movimentazione, manipolazione e ad altri processi quali saldatura, taglio, verniciatura, montaggio, ecc.

10-6-2 Strutture e caratteristiche

La figura 10-61 illustra schematicamente le principali strutture con cui sono realizzati i robot industriali. Esse differiscono fondamentalmente nella disposizione, nel tipo e nel numero delle coppie cinema-

ISBN 88-402-

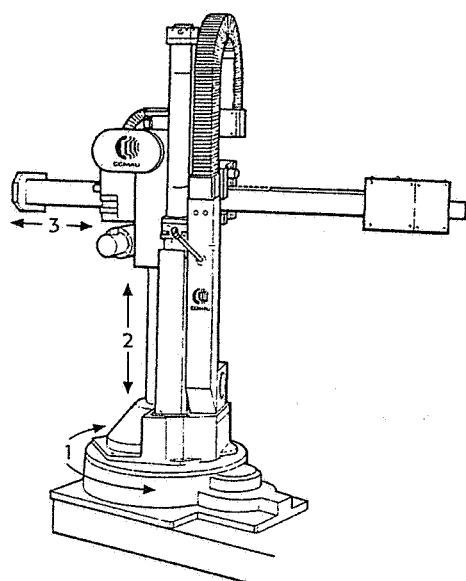
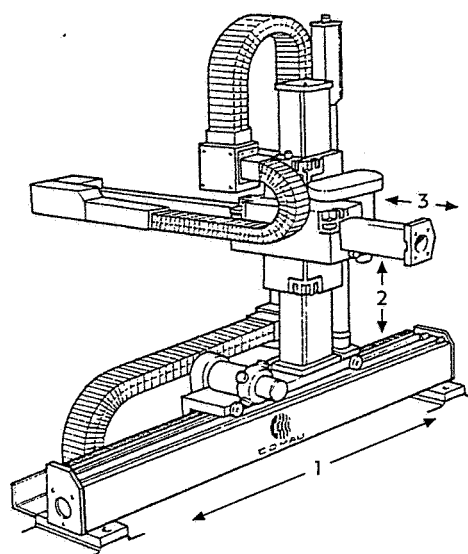
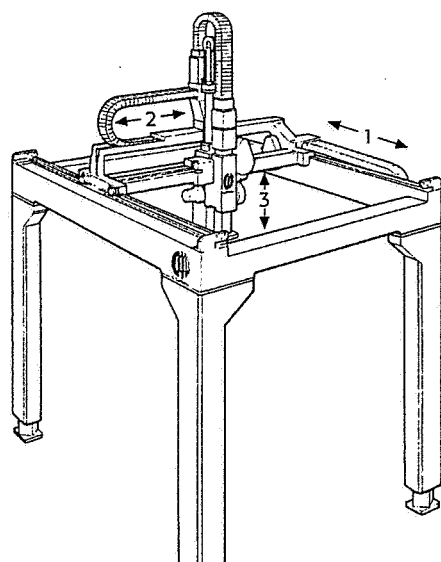
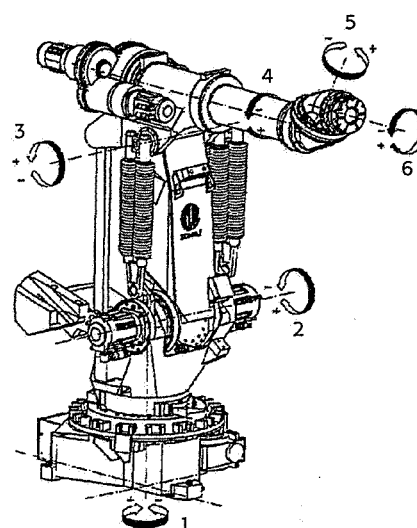
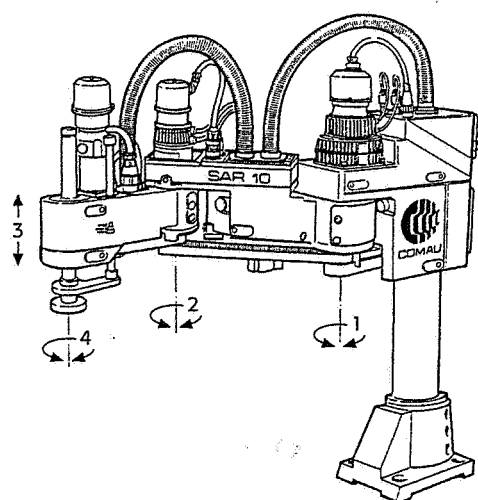
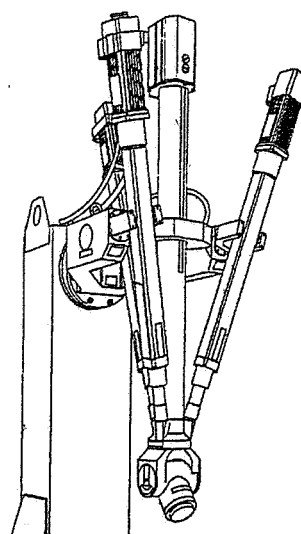



Fig. 10-61 Principali tipologie di robot industriali (*cortesia ditta COMAU*).
a) cilindrico; *b*) cartesiano; *c*) a portale; *d*) antropomorfo; *e*) SCARA; *f*) ad architettura parallela

tiche usate, che generalmente sono quella rotoidale e quella prismatica.

- *Robot cilindrico.* È costituito da un asse rotatorio e due lineari, e si chiama così in quanto ogni punto del volume utile di lavoro è individuabile con una terna di riferimento cilindrica (con il termine *volume utile di lavoro* si intende l'insieme dei punti cinematicamente raggiungibili dall'estremità operativa del robot). Queste strutture sono generalmente adatte alla manipolazione e asservimento di macchine utensili.
- *Robot cartesiano.* I tre movimenti principali sono realizzati attraverso altrettante coppie prismatiche. Ogni punto raggiungibile dal robot è individuato attraverso una terna cartesiana di riferimento, consentendo una programmazione di movimenti più semplice. Presentano talvolta strutture abbastanza ingombranti, soprattutto a causa della rotaia applicata al basamento che gli consente lo spostamento lungo uno dei tre assi. Sono utilizzati ove siano richiesti volumi utili di lavoro grandi, oppure nel caso in cui sia necessario lavorare su più stazioni dislocate su una stessa linea.
- *Robot a portale (tipo Gantry).* Cinematicamente sono simili ai robot cartesiani, ma con volume di lavoro assai più ampio, poiché l'unità operativa è libera di muoversi su una estesa struttura a portale. Questa caratteristica fa sì che questo tipo di robot sia particolarmente idoneo a lavorare in ampi spazi, soprattutto per operazioni di spostamento materiali e operazioni di palletizzazione e depalletizzazione. Strutture più piccole di questi robot sono anche utilizzati per operazioni di montaggio di componenti meccanici o elettronici.
- *Robot antropomorfo.* È sicuramente la struttura più versatile e maggiormente utilizzata nell'industria meccanica. La sua configurazione si avvicina molto a quella di un braccio umano e presenta generalmente un numero di gradi di libertà pari a 6. Anche se generalmente non presenta volumi di lavoro particolarmente estesi, possiede il notevole vantaggio di poter raggiungere i vari punti da qualsiasi direzione e con qualsiasi orientamento della mano. Per questo motivo tali robot si prestano assai bene a operazioni di montaggio, di asservimento macchine utensili, di saldatura, di sbavatura e di verniciatura.
- *Robot SCARA (Selective Compliant Assembly Robot Arm, Braccio robotico di assemblaggio a movimento selettivo).* Sono robot espressamente costruiti per operazioni di montaggio automatico di piccoli componenti meccanici o elettronici. Cinematicamente sono di solito costituiti da tre movimenti rotatori attorno a due assi paralleli e un movimento lineare lungo un asse verticale. La loro particolare struttura garantisce una notevole rapidità di posizionamento e un'elevata ripetibilità che può raggiungere anche valori inferiori a ±0,05 mm.
- *Robot ad architettura parallela.* Si tratta di robot recentemente introdotti sul mercato che, grazie alla loro struttura parallela, presentano un buon compromesso tra velocità, capacità di carico, rigidezza e ripetibilità. Sono impiegati con successo in operazioni di montaggio meccanico, saldatura e lavorazione per fresatura di stampi.

ISBN 88-408-1028-5

Tra le caratteristiche tecniche di un robot, particolare importanza, ai fini della loro scelta per una determinata applicazione, rivestono quelle seguenti:

- *struttura*, come sopra definita;
- *gradi di libertà*, funzione della struttura e di eventuali dispositivi addizionali;
- *spazio di lavoro*, già definito in precedenza, si riferisce alla parte terminale del polso e non tiene conto di un eventuale dispositivo di presa (*gripper*). Esso dipende dalla *struttura* del robot, dalle sue *dimensioni* e dai *limiti* imposti ai movimenti delle coppie cinematiche;
- *capacità di carico*, è il massimo peso che il robot può manipolare nelle condizioni di maggior estensione della struttura, ivi compreso il peso del gripper;
- *velocità di lavoro*, è un fattore di evidente importanza per giudicare la produttività del robot;
- *tipo di azionamento*: vengono normalmente usati tre tipi di azionamento, oleodinamico, pneumatico, elettrico. Quello *pneumatico* è riservato ai semplici manipolatori ad uno o due gradi di libertà per operazioni ripetitive semplici e senza controllo della traiettoria seguita, detti *pick and place*; quello *oleodinamico* è riservato ai robot di dimensioni notevoli che devono manipolare oggetti molto pesanti; quello *elettrico* è il più diffuso (con motori a corrente continua o alternata) per ragioni di precisione e ripetibilità nonché di semplicità di interfaccia con l'unità di governo;
- *ripetibilità di posizionamento*: esprime la maggiore o minore capacità del robot di riposizionarsi su un punto programmato.

Uno degli elementi più importanti nella struttura di un robot industriale è indubbiamente costituito dalla *mano* (*end effector*), cioè da quel dispositivo che, collegato al polso, consente al robot di eseguire i compiti a cui è stato predisposto. Quindi, la configurazione della mano è funzione dell'impiego del robot stesso.

Fondamentalmente la mano di un robot può essere costituita da uno dei seguenti elementi: organo di presa (*gripper*) o l'utensile (*tool*).

Gli *organi di presa* sono dispositivi che consentono di afferrare e manipolare oggetti. Sono quindi generalmente costituiti da organi prensili, detti *dita*, che consentono di afferrare saldamente l'oggetto mediante l'apertura e la chiusura delle stesse. La struttura di questi organi differisce in funzione della forma e delle dimensioni dell'oggetto da manipolare; inoltre si differenziano a secondo del tipo di comando utilizzato per la presa: comando meccanico, magnetico, a depressione, ecc.

Il gripper *meccanico* è adatto alla presa di una vasta gamma di elementi; il gripper *magnetico* è idoneo all'afferraggio di materiali ferro-magnetici dotati di ampie superfici di presa; il gripper a *depressione* sfrutta la minore pressione creata all'interno di un tubo Venturi per aderire alla superficie di presa (quest'ultimo tipo di gripper viene principalmente utilizzato per manipolare materiali non ferrosi quali lastre di vetro). La figura 10-62 illustra schematicamente alcuni esempi di gripper meccanici.

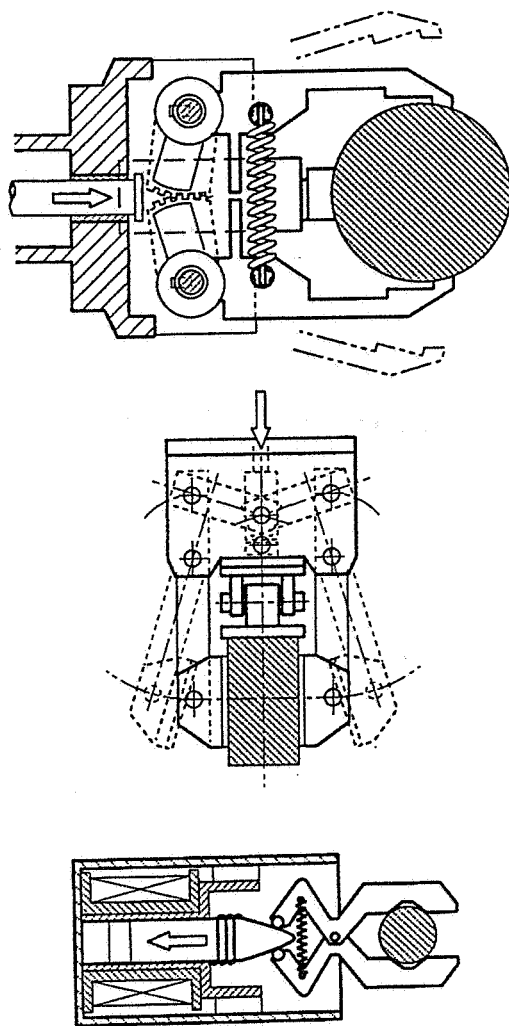



Fig. 10-62 Alcuni esempi di gripper meccanici.

Lo stato attuale della robotica industriale è ancora lungi dal rendere disponibili sul mercato gripper dotati di flessibilità e versatilità paragonabili alla mano umana. Per ora quindi il problema della manipolazione di oggetti diversi come tipo e dimensioni (entro certi limiti), viene risolto con sistemi automatici di cambio gripper o cambio dita, utilizzando magazzini, oppure con torrette girevoli porta gripper montate sul polso. La figura 10-63 illustra un gripper con dita intercambiabili e relativo magazzino, realizzati presso l'Università di Pisa. Al polso del robot possono anche essere montati *utensili* di vario tipo, in funzione del genere di lavorazione da eseguire: dispositivi per *saldature* (per punti, ad arco, ecc.), utensili per *sbavare* (piccole frese o mole), pistole per *verniciare*, utensili per *l'applicazione dei collanti*, teste *laser* o *water-jet* per tagliare.

10-6-3 Le unità di governo e la programmazione

La programmazione dei movimenti e il controllo del robot avviene attraverso la sua *unità di governo*. Si tratta generalmente di un armadio elettrico ed elettronico, separato dalla struttura del robot, contenente le schede elettroniche di controllo e di programmazione, le memorie, gli azionamenti dei motori che governano i movimenti degli assi e tutta la parte elettrica relativa alla trasformazione della

ISBN 88-408-1028-5

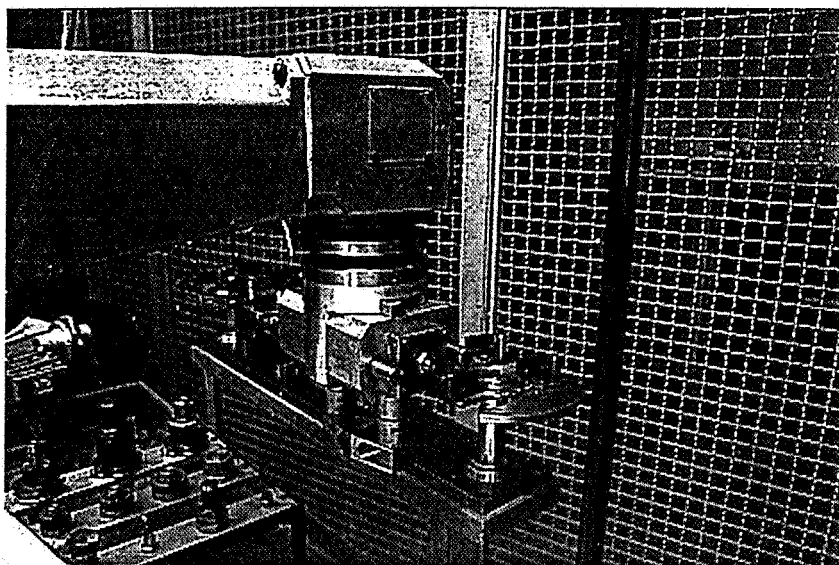
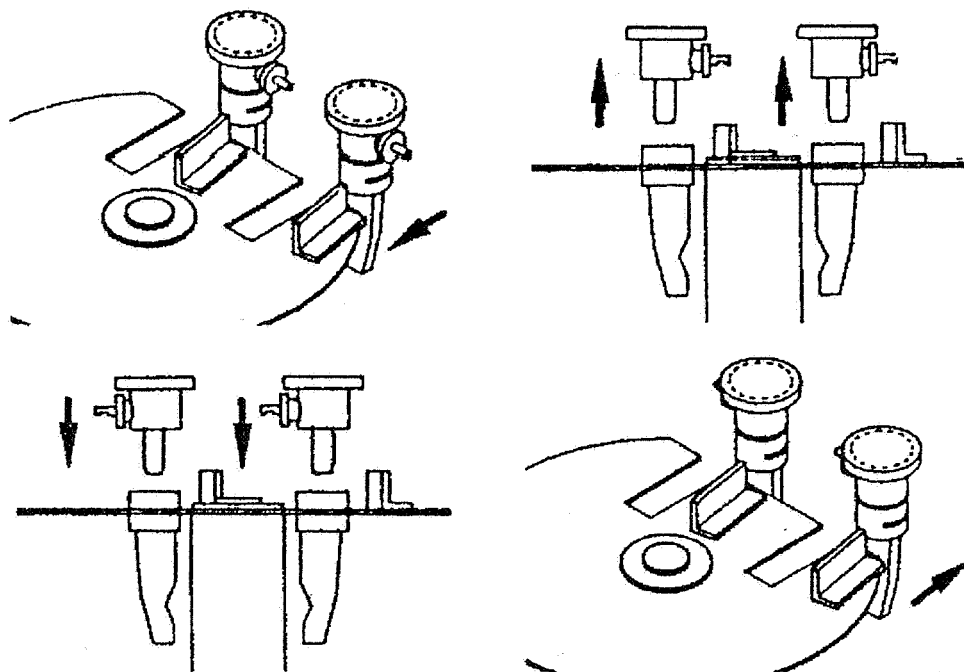



Fig. 10-63 Esempio di gripper a due dita con cambio automatico delle dita e relativo magazzino. *a*: immagine del gripper e del magazzino; *b*: procedimento di cambio dita

corrente di rete. Ad essa sono anche collegate le apparecchiature predisposte alla programmazione dei movimenti e di altre funzioni: tastiere, video, consolle portatile per controllare lo spostamento del robot agendo nelle sue immediate vicinanze.

I sistemi di controllo usati e relativi componenti, cioè azionamenti, trasduttori di posizione e di velocità, ecc., nonché la struttura hardware della unità di governo sono simili a quanto usato, e già descritto, nel settore delle macchine utensili a controllo numerico.

La programmazione delle operazioni svolte da un robot può essere realizzata secondo i seguenti metodi:

- *programmazione manuale per autoapprendimento*. L'operatore addetto alla programmazione istruisce il robot facendo percorrere la traiettoria voluta attraverso l'uso della consolle portatile (*teach pendant*), o direttamente spostando il robot tramite appositi attuatori montati sulla mano. In questo modo l'unità di governo memorizza il percorso seguito, in modo da ripeterlo automaticamente

ogni qualvolta sia necessario. Questo metodo di programmazione ha il vantaggio della precisione, in quanto ogni posizionamento viene subito valutato ed eventualmente corretto dall'operatore. Tuttavia durante la fase di apprendimento il robot non può essere utilizzato per compiti produttivi. Inoltre elevati sono i rischi di infortuni per l'operatore, vista la sua inevitabile vicinanza al robot.

- *programmazione manuale tramite linguaggio*. Anche se sono stati sviluppati molti tipi di linguaggi a diverso livello di *intelligenza*, per esempio a livello dell'*oggetto* (con istruzioni del tipo: *solleva il pezzo A*) o a livello del *compito* (con istruzioni del tipo: *carica il pezzo A sul tornio*), nella maggior parte delle applicazioni industriali vengono usati linguaggi a livello del *braccio*, cioè basati su istruzioni che provocano il movimento dell'end effector da un punto a un altro dello spazio di lavoro, secondo specifiche traiettorie (con interpolazione lineare o circolare). Sono disponibili anche istruzioni utili per aprire o chiudere il gripper, attendere, controllare lo stato di sensori esterni, ecc. In questo caso il programmatore non deve far altro che scrivere questo programma, rilevando le quote da raggiungere direttamente *sul campo* cioè nella zona operativa del robot, in modo da garantire adeguata precisione, e caricarlo nella memoria dell'unità di governo.
- *programmazione automatica off-line*. Si tratta di programmare il robot tramite un computer esterno, non impegnando il robot stesso e la sua unità di governo durante la fase di istruzione. Ciò permette di ridurre al minimo i tempi di fermo macchina (molto spesso, fermare un robot significa arrestare tutto l'impianto da esso servito). Questa tecnica è di solito collegata a un sistema CAD nell'ambito del quale vengono simulati in modo molto realistico, l'ambiente operativo e la struttura del robot: l'operatore, tramite semplici comandi, muove l'immagine del robot secondo le traiettorie desiderate. Il sistema parallelamente provvede a tradurre tali movimenti nel linguaggio di programmazione intelligibile dall'unità di governo. Esistono anche tecniche per la generazione automatica delle traiettorie esenti da collisioni con oggetti dell'ambiente circostante: la figura 10-64 riporta, ad esempio, la simulazione fatta con sistema CAD dei movimenti di un robot, con una delle traiettorie *automaticamente* generate dal computer, per il caricamento di un pezzo su un tornio. Questo metodo di programmazione ha però il problema della precisione ottenibile con la simulazione, che può non essere sufficiente per alcune applicazioni: il problema viene comunque risolto con aggiustamenti manuali da teach pendant.

10-6-4 Interazione con l'ambiente esterno

L'unità di governo del robot, oltre a controllare i movimenti del braccio, deve poter dialogare con l'ambiente esterno, dove con il termine *ambiente esterno* si intende quell'insieme di macchine e di attrezzature i cui componenti interferiscono con le operazioni svolte dal robot. Per esempio, nel caso di asservimento di una macchina utensile, il robot deve sapere quando il ciclo di lavorazione è ultimato per poter effettuare il prelievo del pezzo lavorato; nel caso di operazioni di montaggio, il robot deve sapere quando l'elemento da accoppiare è

ISBN 88-408-

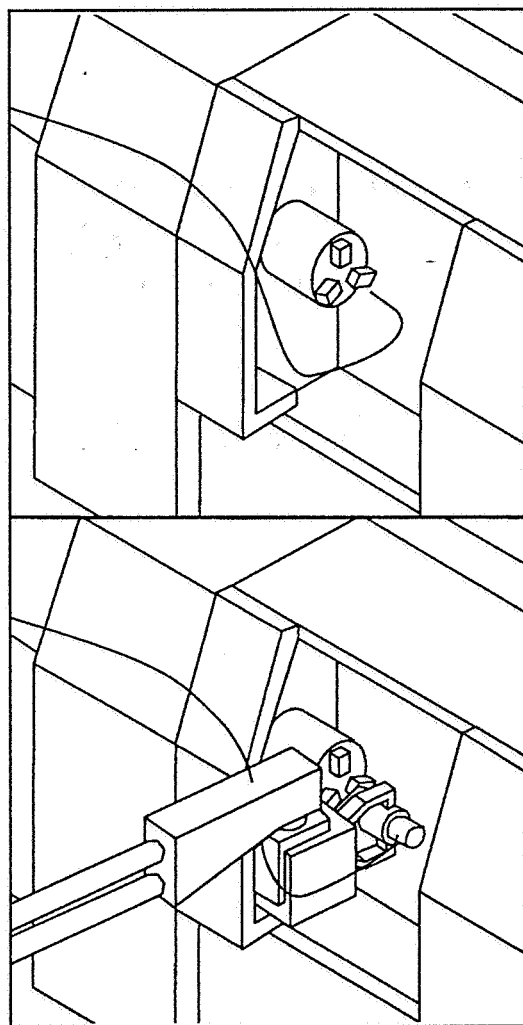



Fig. 10-64 Simulazione CAD della traiettoria seguita da un robot cilindrico per il caricamento di un pezzo su un tornio.

presente nella zona di lavoro. Per tale motivo le unità di governo sono predisposte a gestire un elevato numero di segnali digitali e analogici sia in entrata che in uscita.

Oltre a ciò, la possibilità di sostituzione di un operatore umano con un robot dipende principalmente dalla *sensorialità* disponibile, cioè dalla capacità di recepire variazioni non previste dell'ambiente operativo e dalla possibilità di modificare di conseguenza il comportamento del robot. Esempi molto semplici sono la presa di oggetti disposti a caso, la manipolazione di oggetti delicati, la necessità di evitare ostacoli imprevisti, ecc. Gli elementi che rendono possibile questa *intelligenza* sono i *sensori*. Questi dispositivi sono assai importanti poiché consentono di interpretare, secondo varie tecniche, lo stato esterno al robot, trasformandolo in segnali elettrici intelligibili all'unità di governo.

Numerosi sono i sensori sviluppati, tra cui si ricordano:

- *Sensori di forza*. Sono solitamente applicati al polso del robot e consentono di misurare lo stato di sollecitazione a cui è sottoposto. Sono quindi utilizzati per comprendere se il robot sta eseguendo operazioni corrette, oppure se l'aumento delle sollecitazioni al polso è indice di urti o forzamenti con elementi dell'ambiente esterno.

- *Sensori di contatto*. Possono essere microinterruttori, sensori capacitivi o induttivi di prossimità, oppure *matrici sensibili* alla

pressione. Sono installati sia nell'ambiente esterno, ad esempio per controllare l'apertura dell'autocentrante di una macchina utensile, oppure direttamente sulle dita del robot, per *sentire* la presenza di un oggetto.

- *Sistemi di visione*. Sono generalmente costituiti da telecamere collegate a sistemi computerizzati per l'analisi dell'immagine. Consentono di avere una visione diretta dell'ambiente circostante (posizione, dimensione e forma degli oggetti) e di correggere in tempo reale i movimenti del robot in funzione dell'immagine analizzata.
- *Sensori laser, a ultrasuoni o ad infrarossi*. Sono sensori utilizzati per misurare la distanza tra l'end effector del robot e gli oggetti circostanti. Il loro impiego si concentra in applicazioni dove sia necessario mantenere costante la distanza tra utensile montato sul robot e l'oggetto esterno (saldatura, verniciatura, ecc.).

10-6-5 Impieghi dei robot

La precedente descrizione delle strutture e dei dispositivi installabili sui robot chiarisce quanto sia vasto il campo di impiego di tali macchine. Di seguito si ritiene opportuno riassumere le applicazioni più frequenti e quelle di maggior interesse: palletizzazione e depalletizzazione, asservimento alle macchine utensili (scarico e carico dei pezzi, scarico e carico dei magazzini portautensili), montaggio di elementi (dal montaggio delle schede elettroniche, all'allestimento di complessi motori), saldatura, verniciatura, piccole lavorazioni meccaniche, applicazioni di collanti, asservimento in reparti di fonderia (estrazione del greggio, eliminazione delle scorie dal metallo fuso,sbavatura, colata, ecc.) e in reparti presse. Esistono anche realizzazioni tese ad aumentare l'area operativa coperta da un singolo robot. Questo è il caso di dover asservire macchine utensili assai distanti tra loro. Una soluzione è quella del robot mobile ottenuto installando un robot antropomorfo su un carrello tipo AGV (*Automated Guided Vehicle*). In questo caso il robot può seguire percorsi facilmente modificabili in funzione di nuove distribuzioni del layout degli impianti, o modifiche dei processi produttivi (fig. 10-65).

L'impiego di un robot in un'industria, se accuratamente pianificato e valutato, consente di ottenere i vantaggi tipici dell'automazione industriale, riassumibili in:

- Miglioramento della qualità del prodotto: a differenza dell'uomo i robot hanno un rendimento costante nell'arco del turno lavorativo.
- Aumento della produttività: i robot lavorano praticamente senza interruzioni (a parte i guasti) con movimenti estremamente veloci e, di solito, ottimizzati.
- Possibilità di lavorare in ambienti ostili: i robot possono essere tranquillamente adoperati in ambienti ostili all'uomo (presenza di agenti inquinanti, tossici, radioattivi).

Il notevole investimento di capitale realizzato per l'installazione di impianti robotizzati, può quindi essere ripagato attraverso i suddetti vantaggi e anche su altri aspetti quali: minore richiesta di personale addetto alla conduzione degli impianti produttivi, minori costi di

ISBN 88-408-1028-5

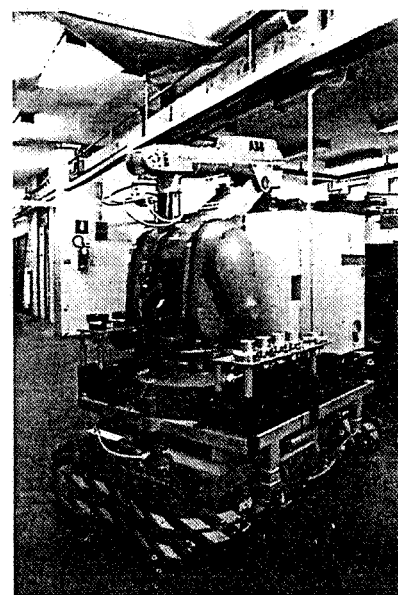
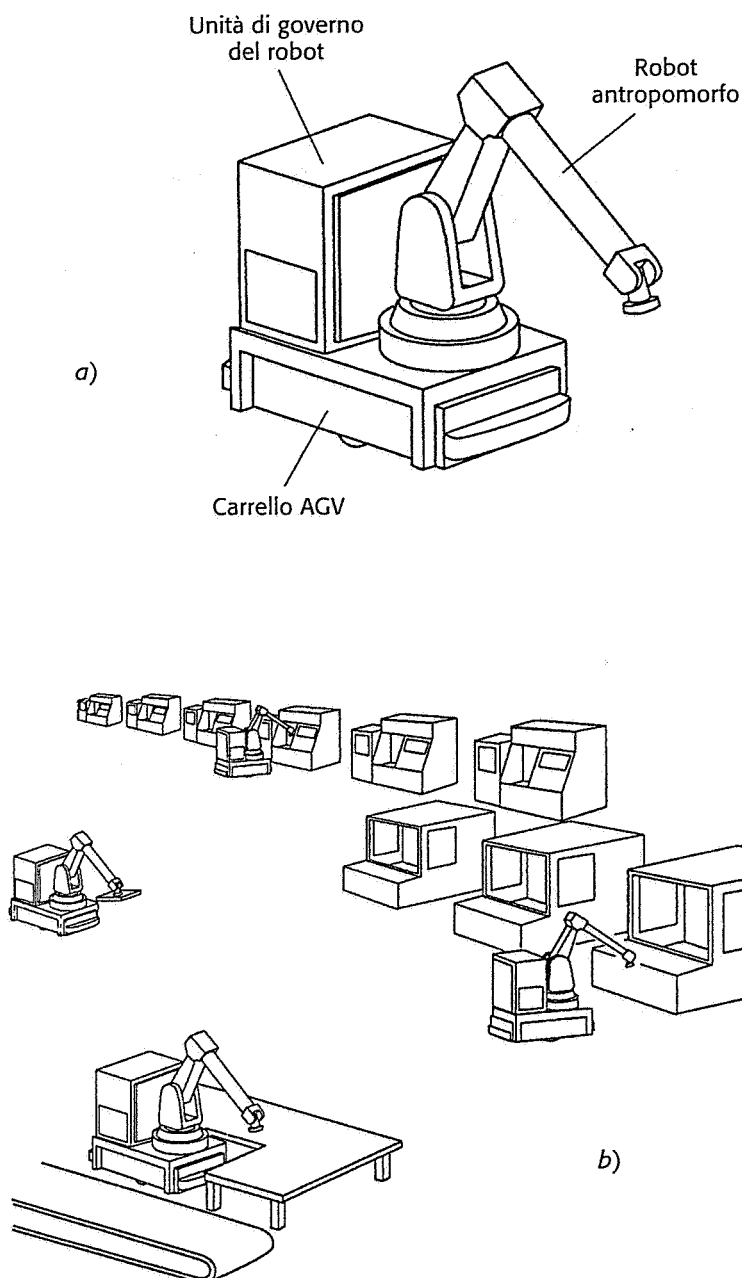



Fig. 10-65 Esempio di robot mobile realizzato presso l'Università di Pisa: a) struttura del robot; b) robot in azione in un reparto produttivo (simulazione CAD); c) immagine del robot mobile

addestramento del personale. Tuttavia allo stato attuale la robotica industriale non ha ancora raggiunto le prestazioni necessarie per poter sostituire completamente l'uomo, specialmente nei compiti che richiedono elevata precisione.

10-7 Le macchine di misura a coordinate

10-7-1 Introduzione

Una delle applicazioni più importanti della tecnologia del controllo numerico è costituita dalle macchine di misura a coordinate (*CMM, Coordinate Measuring Machines*), macchine per controllo dimensionale di particolari meccanici che hanno segnato una svolta nel settore del controllo di qualità, come del resto è avvenuto nel settore delle macchine utensili. Le macchine di misura a coordinate tendono a sosti-

tuire gradualmente le macchine o attrezzature di misura basate su comparatori pneumatici ed elettronici altamente automatizzate, ma progettate per la rapida verifica dimensionale di un solo pezzo. Infatti anche nel settore dell'automazione del controllo dimensionale si sono verificate, come in quello della lavorazione, esigenze di disporre di macchine versatili, flessibili e integrabili con linee di lavorazione: tali esigenze sono appunto soddisfatte da questo tipo di macchina. Un altro impiego sempre più frequente di queste macchine è il *Reverse Engineering*, in particolare il loro impiego nel rilevare la geometria di superfici non conosciute per la loro trasformazione in un modello matematico in un ambiente CAD.

Le macchine di misura a coordinate sono sistemi di movimentazione, secondo tre o più assi, in un determinato spazio di lavoro, di un dispositivo *tastatore*. La macchina, eseguendo un programma oppure guidata dall'operatore, porta il tastatore in contatto con vari punti preselezionati sulle superfici del pezzo da misurare: le coordinate dei punti di contatto vengono memorizzati ed elaborati dalla unità di governo, ricavandone una rappresentazione matematica delle superfici del pezzo, dalla quale vengono ricavate quote, diametri di fori, interassi e vengono verificate tolleranze di forma e posizione, ecc. In pratica è possibile programmare la macchina per generare un certificato di collaudo dimensionale completo.

10-7-2 Architetture e particolarità costruttive

Esistono varie architetture di macchine di misura e le principali sono illustrate nella figura 10-66. La struttura *a portale* (fig. 10-66a) è caratterizzata da ampio campo di misura (cubo di lavoro) e possibilità per il tastatore di affrontare il pezzo da 5 lati. La buona rigidità strutturale consente elevate precisioni e si presta alla misura di pezzi di medie dimensioni. Su questo tipo di macchina è anche agevole predisporre un magazzino di tastatori (vedi oltre). Nella maggior parte delle macchine di questo tipo il portale si muove rispetto al piano di appoggio del pezzo (asse x), ma esistono anche soluzioni nelle quali tale moto è posseduto dal piano di appoggio.

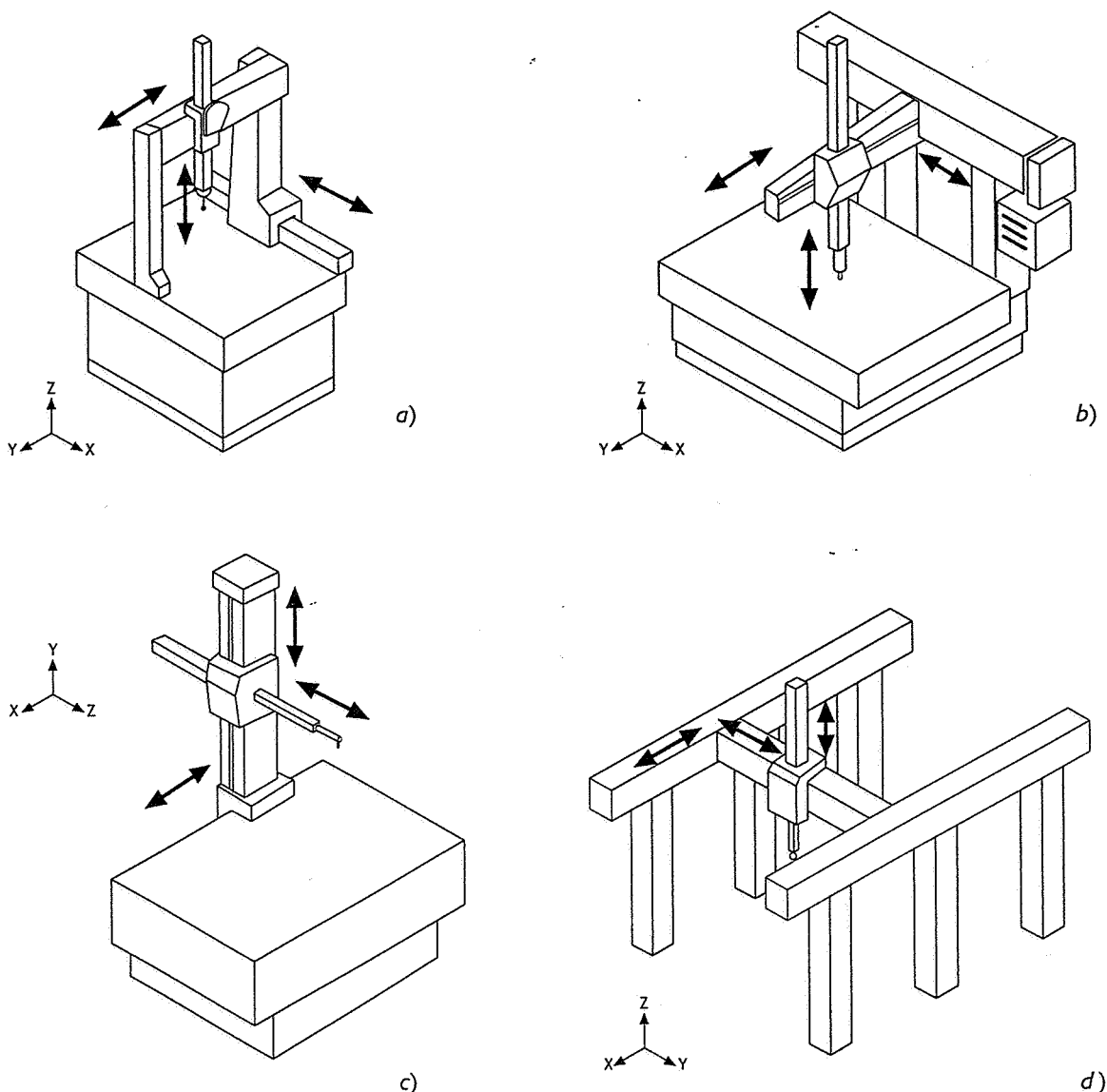
La struttura a *sbalzo* o *cantilever*, illustrata nella figura 10-66b, obbliga a limitare la lunghezza della parte a sbalzo, e quindi le dimensioni del pezzo da misurare, per ragioni di precisione di misura. Anche in questo caso il pezzo può essere misurato da cinque lati, ma non è facile predisporre un magazzino di tastatori, il che penalizza la versatilità della macchina.

La struttura *a mandrino orizzontale* o *a truschino* illustrata nella figura 10-66c, è caratterizzata da limitate masse in movimento e quindi alte velocità di misura. Con tale macchina è possibile accedere solo a 4 lati del pezzo, a meno di non voler istallare una tavola portapezzo girevole. È una macchina facilmente integrabile in linee di produzione FMS, dove riceve e misura il pezzo che ad essa perviene montato sul relativo pallet.

Per la misura di pezzi di grandi dimensioni esiste anche la struttura tipo *gantry* (fig. 10-66d) basata su pilastri indipendenti.

Indipendentemente dalla loro architetture, queste macchine presentano soluzioni costruttive diverse da quelle delle macchine utensili a controllo numerico, in modo da ottenere prestazioni adeguate alle operazioni di misura, in termini di elevata rigidezza, bassa

ISBN 88-408-1028-5

Fig. 10-66 Principali architetture di macchine di misura a coordinate
a) a *portale*
b) a *sbalzo* o *cantilever*
c) a *mandrino orizzontale* o a *truschino*
d) tipo *gantry*

sensibilità alle variazioni termiche, bassi attriti sulle guide di scorrimento, stabilità strutturale nel tempo, buona capacità di smorzamento delle vibrazioni. Alcuni esempi sono i seguenti:

- uso, per i componenti strutturali, oltre che di materiali tradizionali quali ghisa e acciaio, di materiali particolari quali *leghe di alluminio*, *granito* e *ceramica*;
- guide a sostentamento *pneumostatico* per garantire una quasi assenza di attrito, movimenti molto dolci e veloci ottenibili con basse forze, assenza di usura, smorzamento delle vibrazioni;
- trasmissione del moto ottenuta anche con sistemi diversi dalla vite a ricircolazione di sfere, per esempio con nastri metallici o cinghie con pulegge per smorzare le vibrazioni e ottenere alte velocità e accelerazioni;
- uso di sensori di contatto su alcune parti mobili (mandrino, portale) per prevenire dannosi urti durante il movimento;
- uso di trasduttori di posizione con elevata precisione e potere risolutivo dell'ordine di 0,5 μm, quali per esempio le righe ottiche.

ISBN 88-408-1028-5

10-7-3 I tastatori

Esistono almeno tre tipi di tastatore:

- Il tastatore *on-off* o *digitale*: è il tipo più comunemente usato nelle misure *punto a punto* (fig. 10-67). Il contatto tra la sfera di tastatura e la superficie del pezzo provoca l'apertura di contatti elettrici localizzati nel corpo del tastatore: tale segnale causa, da un lato, la lettura delle quote sui trasduttori degli assi della macchina e dall'altro la generazione di un comando di decelerazione-stop-arretramento degli assi in movimento, in modo da limitare l'inflessione dello stilo del tastatore. Tra il momento del contatto e la generazione del segnale intercorre un certo spazio percorso dal tastatore, chiamato *pre-travel*: ovviamente occorre che tale spazio sia minimo per limitare gli errori di misura. Per questo scopo, in alcuni tipi di tastatori sono inseriti elementi piezoelettrici che sono in grado di rilevare limitatissime inflessioni dello stilo.

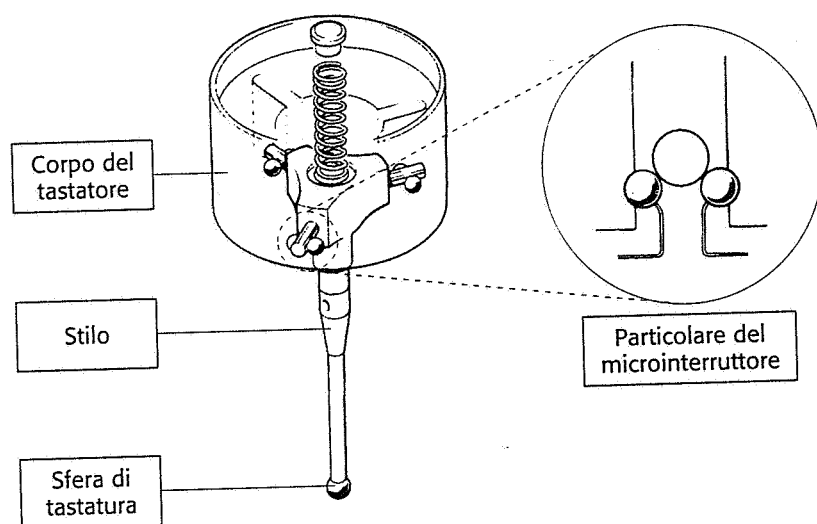
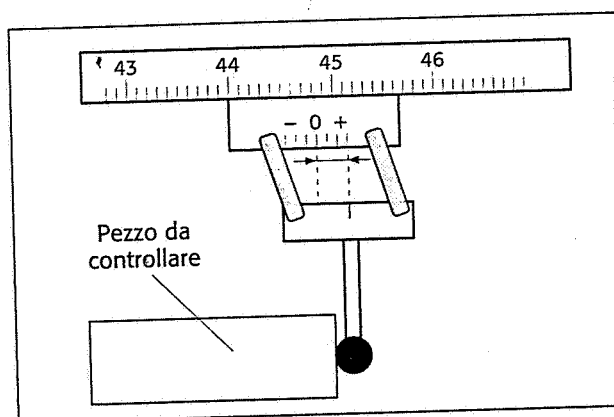
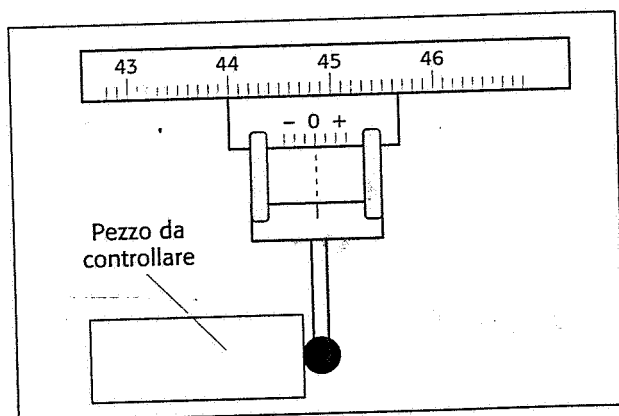



Fig. 10-67 Schema semplificato di un tastatore tipo ON-OFF (*cortesia Renishaw*).

- Il tastatore *continuo* o *analogico* (fig. 10-68) è costituito da un sistema di misura tridimensionale miniaturizzato basato su tre parallelogrammi articolati, la cui deformazione è misurata con appositi trasduttori. Dal momento del contatto l'unità di governo della macchina regola la posizione di ogni asse in modo da limitare in un range predefinito la deformazione del tastatore secondo l'asse stesso. In questo modo è possibile effettuare un controllo continuo di un profilo rilevandone la geometria.

Fig. 10-68 Principio di funzionamento di un tastatore di tipo continuo.

ISBN 88-408-1028-5

- Il tastatore *ottico* (fig. 10-69) viene usato soprattutto nei casi in cui si vuole evitare il contatto fisico, per esempio quando il pezzo si deformerebbe nell'istante del contatto. Si basa su una testa contenente un diodo laser di piccola potenza e un sensore fotosensibile che rileva la posizione del raggio riflesso sulla superficie da tastare, mediante il principio della triangolazione.

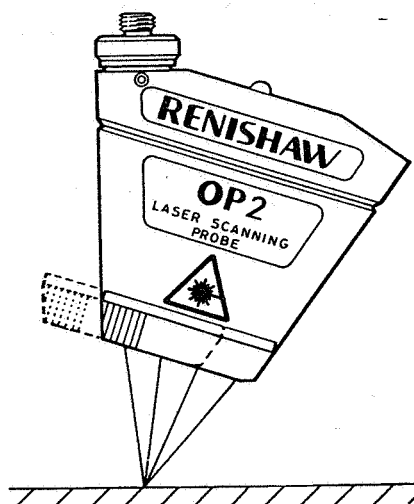



Fig. 10-69 Schema semplificato di un tastatore tipo ottico (*cortesia Renishaw*).

In linea generale non è possibile effettuare la verifica dimensionale di un pezzo con una sola *geometria* di tastatore sia per motivi di accessibilità che per motivi di tipologia di superfici. Per questo motivo lo stilo del tastatore è *intercambiabile* per adattarsi alle varie necessità, alcuni dei quali sono illustrati nella figura 10-70.

Onde limitare al massimo la sostituzione manuale del tastatore, è molto comune lo stilo *a stella* (fig. 10-71) dotato di cinque stili e relative sfere, con il quale è possibile effettuare misure su molte superfici di uno stesso pezzo. Nel caso si desideri ridurre al massimo il tempo di misura di un pezzo (per esempio in macchine di misura inse-

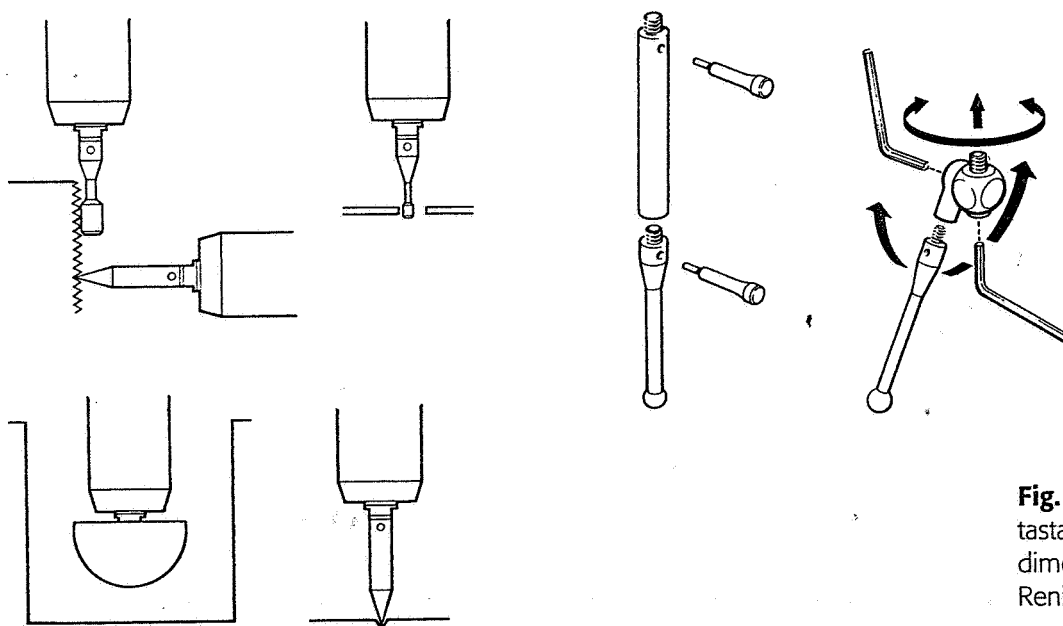



Fig. 10-70 Esempi di tastatori di diversa forma e dimensione (cortesia Renishaw).

ISBN 88-408-1028-5

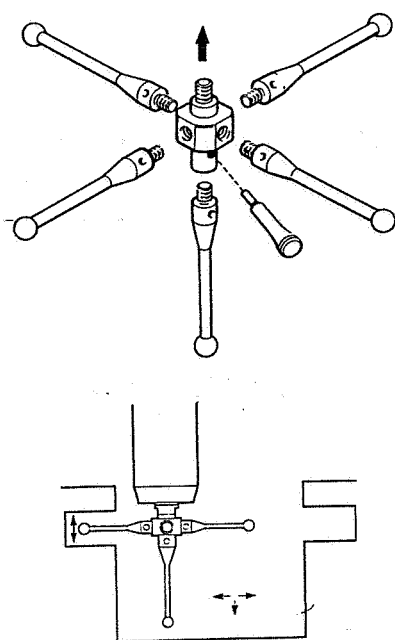



Fig. 10-71 Tastatore a stella e suo impiego (cortesia Renishaw).

rite in linee di produzione) si ricorre alla sostituzione automatica (cioè programmata e gestita dall'unità di governo della macchina stessa) del tastatore: sulla macchina stessa è pertanto presente un *magazzino,* dove vengono predisposti i tastatori necessari per poter accedere agevolmente a tutti i punti di tastatura (fig. 10-72).

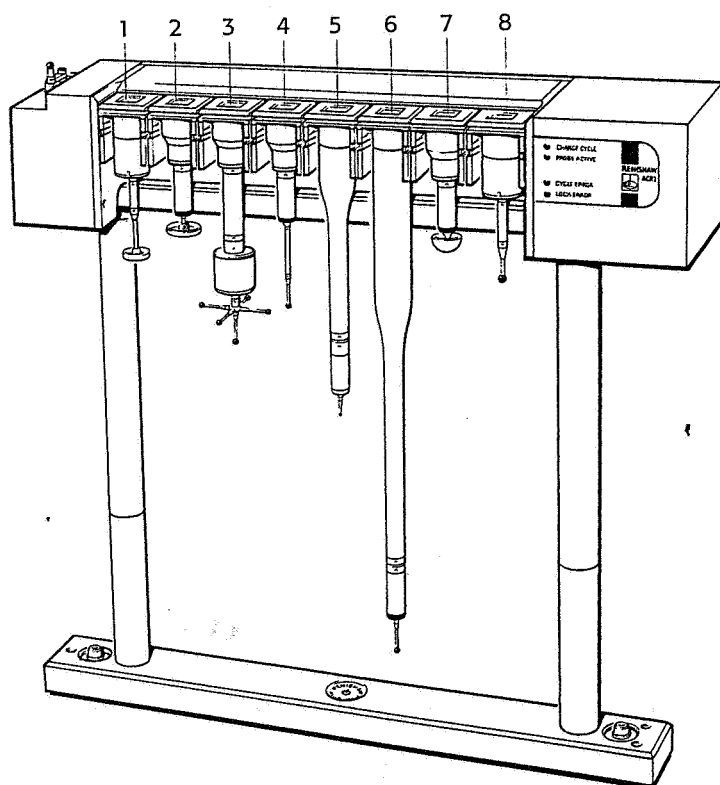



Fig. 10-72 Esempio di magazzino di tastatori (cortesia Renishaw).

ISBN 88-408-1028-5

Per ogni tastatore impiegato sulla macchina occorre preventivamente effettuare un'operazione di *qualifica*, cioè di misura indiretta del diametro della sfera di tastatura. Quest'operazione equivale a quella di *presetting* degli utensili di un centro di lavorazione. Infatti, come illustrato nella figura 10-73, nel momento del contatto tra sfera e superficie tastata, l'unità di governo ottiene dal trasduttore di ogni asse una coordinata che non coincide con quella del punto di contatto, ma è ad essa legata attraverso il raggio della sfera. Questo raggio deve essere pertanto noto all'unità di governo per poter ricavare la quota reale del punto di contatto. L'operazione di qualifica viene normalmente fatta misurando il diametro di una sfera campione il cui diametro è noto a priori.

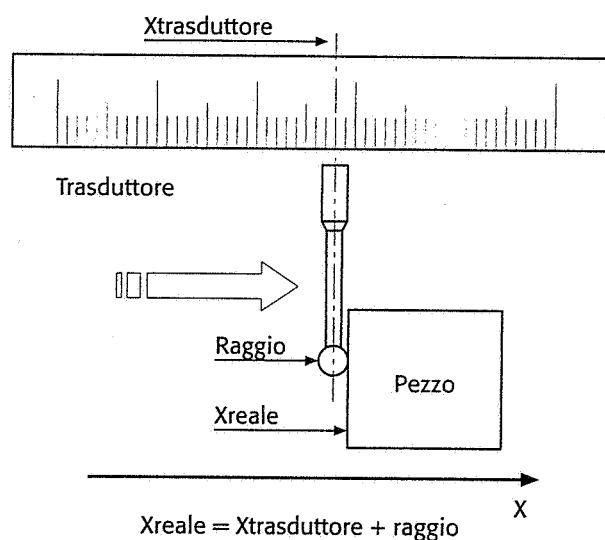



Fig. 10-73 Relazione tra quota di contatto letta dal trasduttore e quota reale.

10-7-4 Programmazione ed uso delle macchine di misura

Come tutte le macchine a CN, anche le macchine di misura traggono i loro principali vantaggi in termini di flessibilità dal fatto che sono completamente programmabili. I metodi di programmazione più usati sono i seguenti:

- *per autoapprendimento*: in questo caso l'utilizzatore, dopo aver dichiarato il tipo di ente geometrico da rilevare (punto, piano, cilindro, ecc.) guida il tastatore, mediante una tastiera funzionale dotata di joystick, a tastare i punti appartenenti all'ente stesso, controllando anche la traiettoria seguita tra un punto e l'altro, in modo da ridurre il tempo ed evitare collisioni. Durante quest'operazione l'unità di governo registra tutti i movimenti di questa fase di apprendimento: nella successiva fase operativa essa è in grado di ripetere la procedura per tutti gli esemplari del pezzo campione, montati sulla macchina;
- con *linguaggio di programmazione*: il programma di misura viene in questo caso scritto con appositi linguaggi (non ancora completamente standardizzati) di uso relativamente semplice e intuitivo, anche su un computer esterno. L'unità di governo successivamente esegue il programma. Questo metodo ha il vantaggio di poter funzionare *off line*, cioè di non impegnare la macchina durante la programmazione, ma risulta molto difficile tener conto dei proble-

mi di collisione e impostare a tavolino traiettorie ottimizzate, a parte il caso di pezzi molto semplici.

- con *sistemi di pianificazione assistita e simulazione*: in questo caso l'utilizzatore lavora al computer in ambiente CAD dove vengono simulati, in modo realistico, la macchina di misura con i suoi componenti e il pezzo da misurare. I movimenti di tastatura proposti dall'utilizzatore vengono simulati, come pure eventuali situazioni di collisione. Una volta che il programma è stato creato interattivamente, esso viene ripetuto sul terminale e, se approvato, tradotto nel linguaggio di programmazione della particolare macchina di misura. Questo metodo offre gli stessi vantaggi del precedente eliminandone i problemi, tuttavia richiede l'uso di software di costo elevato.

Per quanto riguarda il *montaggio* del pezzo sulle macchine, è interessante notare che, in linea generale, esso viene semplicemente appoggiato sul piano di lavoro della macchina, con la semplice utilizzazione di dispositivi di appoggio nell'eventualità che, per la sua conformazione, esso non rimanga in equilibrio stabile. Ciò grazie al fatto che le forze che si generano nel momento del contatto sono estremamente basse e non provocano spostamenti in pezzi di normale dimensione e peso. Inoltre non è richiesto un preciso allineamento del pezzo con gli assi della macchina: infatti l'unità di governo, una volta nota la posizione di una superficie del pezzo, provvede a effettuare le rotazioni del sistema di riferimento necessarie (*autoallineamento*).

Per quanto riguarda la *rilevazione* degli enti geometrici che queste macchine sono in grado di misurare e gestire (generalmente punto, retta, circonferenza, piano, sfera, cilindro, cono), essa viene fatta mediante tastatura di un sufficiente numero di punti sull'ente stesso. Tale numero è *superiore* a quello minimo indispensabile da un punto di vista puramente geometrico: per esempio un piano può essere rilevato su sei punti, quindi il doppio di quelli strettamente necessari, sui quali viene applicato, da parte dell'unità di governo, l'algoritmo dei *minimi quadrati*, in grado di trovare il piano ideale che meglio approssima il piano reale contenente i sei punti. Avendo quindi a che fare con enti geometrici *ideali* che approssimano enti *reali*, le misure eseguite in queste macchine seguono particolari procedure.

Ad esempio, volendo misurare la *distanza tra due superfici* nominalmente parallele di un pezzo (fig. 10-74) occorre tenere presente che i due piani A e B, acquisiti ognuno con almeno sei punti, non risulteranno, nella maggior parte dei casi, paralleli. Pertanto non ha senso

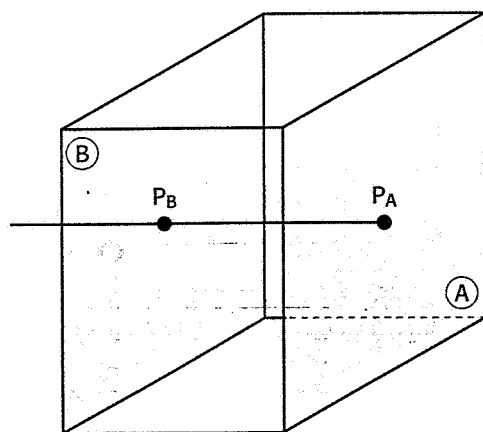



Fig. 10-74 Misura della distanza tra due piani.

ISBN 88-408-1026-

chiedere alla macchina semplicemente la distanza tra i due piani, ma occorre chiedere la distanza tra un punto di B e il piano A. La procedura è quindi la seguente:

- acquisizione dei piani A e B mediante tastatura di almeno sei punti su ciascuno;
- acquisizione di un punto P_a tastando il piano A nella parte centrale della superficie;
- costruzione della retta perpendicolare ad A passante per P_a;
- calcolo del punto di intersezione P_b di tale retta con il piano B;
- calcolo della distanza tra il piano A ed il punto P_b.

Secondo lo stesso principio, volendo misurare l'interasse tra due fori (fig. 10-75), non ha senso acquisire i due cilindri corrispondenti ai fori chiedendo alla macchina di calcolare la distanza tra i due assi, in quanto essi risultano sicuramente sghembi. La procedura è quindi la seguente:

- acquisizione dei due cilindri 1 e 2 mediante tastatura di almeno otto punti su ciascuno;
- acquisizione del piano P mediante tastatura di almeno sei punti;
- calcolo dei punti P_1 e P_2 intersezione degli assi dei due cilindri con il piano P;
- calcolo della distanza tra i punti P_1 e P_2.

10-8 I sistemi di lavorazione

10-8-1 Tipologie di sistemi produttivi

Fino a questo punto sono state descritte le macchine utensili a controllo numerico, le macchine di misura a coordinate, i robot industriali che rappresentano i *componenti* principali dei moderni sistemi di lavorazione: occorre ora passare dal concetto di *macchina* a quello di *sistema*, cioè di insieme di macchine che, opportunamente integrate, siano in

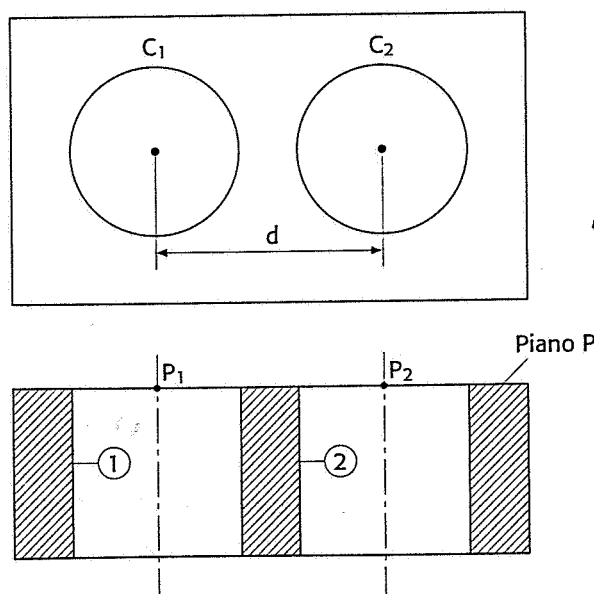



Fig. 10-75 Misura dell'interasse tra due fori.

grado di effettuare la lavorazione di una certa quantità di pezzi più o meno variabili nella loro tipologia.

Sono oggi in funzione varie tipologie di sistemi di lavorazione ed è interessante capire quale tipologia sia impiegata nelle aziende in funzione del volume della produzione, cioè della quantità di prodotto, e della varietà dei pezzi lavorati. La situazione è illustrata in modo indicativo nella figura 10-76.

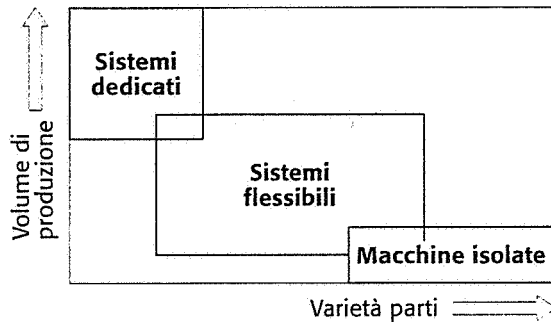



Fig. 10-76 Tipologie di sistemi di lavorazione.

Piccole quantità di pezzi e lavorazioni di prototipi vengono prodotte con *macchine utensili isolate*, di uso generico cioè non specializzate, quasi completamente a CN, tra cui molto diffusi, per la loro versatilità, i centri di lavorazione. Questo sistema permette grandi variazioni del tipo di prodotto, che non richiedono apprezzabili variazioni di attrezzature e utensileria (grande flessibilità). La mano d'opera necessaria è in genere molto specializzata, i tempi passivi sono elevati e il costo del singolo pezzo è elevato.

La situazione opposta è relativa ai grandi volumi di produzione con varietà limitata o nulla: in tale caso i sistemi più usati sono quelli *dedicati,* come per esempio le *linee a trasferimento* lineari o circolari altamente automatizzate. La struttura delle linee a trasferimento è rimasta concettualmente simile a quella classica degli anni 50-60 (par. 10-3-2), ma le unità operatrici sono ormai tutte a CN, in modo da potersi adattare, e con esse tutta la linea, a limitate varianti del prodotto, con una ristrutturazione resa possibile dalla *programmabilità* delle unità. Infatti in esse, oltre alle unità modulari spesso plurimandrino a CN, si fa largo impiego di sistemi di trasferimento pezzi automatico controllato da sensori e PLC (*Programmable Logic Controller*), cambio automatico di utensili, sistemi di controllo dimensionale integrati. Nei sistemi dedicati i costi di investimento sono molto elevati, ma quello della mano d'opera è basso, dato che l'elevato grado di automazione richiede poco personale e di bassa specializzazione. La flessibilità è piuttosto scarsa. Il costo del singolo pezzo lavorato può essere basso, purché la domanda del prodotto sia alta e l'impianto lavori al massimo delle sua capacità produttive, situazione talvolta non verificata in tempi di competizione globale.

La zona intermedia del diagramma è quella relativa a volumi di produzione medi e media varietà dei pezzi cioè dove occorre un buon compromesso tra flessibilità e produttività. È questa la situazione dove hanno trovato applicazione i *sistemi flessibili di lavorazione* o *FMS* (*Flexible Manufacturing System*) o, in casi più semplici e di minor volume di produzione, le *celle FMS*. I sistemi FMS, descritti più ampiamente nel paragrafo successivo, sono basati principalmente su

ISBN 88-408-1028-5

centri di lavorazione di tipo generico collegati con sistemi di trasporto pezzi e hanno produttività inferiore ai sistemi dedicati. L'elevato costo delle singole macchine e la limitata produttività rendono il costo del singolo pezzo relativamente elevato. Tuttavia il vantaggio della flessibilità è apprezzabile in periodi in cui il mercato è caratterizzato da prodotti sempre nuovi o spesso modificati, nonché da una domanda molto fluttuante.

I sistemi FMS non hanno avuto il successo inizialmente sperato, come dimostrano alcune inchieste fatte presso alcuni utilizzatori, principalmente per gli *elevati costi* di acquisto e di gestione. Infatti, come sopra detto, dato che essi sono progettati per la massima flessibilità produttiva, fanno largo uso di centri di lavorazione *general purpose* a 4 o 5 assi, con magazzini utensili molto capienti. La nuova direzione delle industrie e degli enti di ricerca sembra esser quella di un nuovo tipo di sistema di lavorazione, chiamato *sistema riconfigurabile*. Esso dovrebbe essere basato su macchine utensili a controllo numerico *modulari* sia nella parte meccanica sia in quella di controllo, in modo da poter adattare in tempi ragionevolmente brevi le loro caratteristiche ai nuovi prodotti o a variazioni di volume di pezzi lavorati. In pratica quindi un compromesso tra i vantaggi dei sistemi FMS e di quelli dedicati.

10-8-2 I sistemi flessibili di lavorazione

10-8-2a Generalità

La definizione che sembra più appropriata di un *sistema flessibile di lavorazione* o *FMS* è quella data dallo Stanford Research Institute: *Un gruppo di macchine utensili automatizzate, collegate da un sistema automatico di movimentazione e controllato da un calcolatore di processo, atto a produrre una limitata varietà di pezzi con sequenza qualunque*.

Ciò che quindi è importante in un sistema FMS per poterlo considerare tale è:

- la *flessibilità*, cioè la possibilità di produrre pezzi con morfologie diverse, in *lotti variabili*, che si presentano alla lavorazione in modo *casuale*;
- il pieno *controllo* da parte di un computer esterno che provvede a gestirne il funzionamento, risolvendo i problemi di distribuzione del lavoro tra le varie macchine, ottimizzando le prestazioni del sistema complessivo, anche nel caso di guasto di una macchina;
- la presenza di macchine a controllo numerico e robot, che permettono la flessibilità operativa;
- la presenza di un sistema di trasporto dei pezzi da una macchina a un'altra, possibilmente flessibile, in modo che un pezzo possa essere trasferito ad una qualunque macchina presente in modo completamente libero.

10-8-2b I componenti dei sistemi FMS

Sulla base della definizione di FMS data nel paragrafo precedente, vengono qui di seguito elencati ed esaminati i principali componenti di un sistema FMS:

- *Le unità operative*: le unità operative sono generalmente centri di lavorazione, ma sono talvolta presenti macchine di tipo diverso a secondo del tipo di prodotto, macchine di misura, ecc. La flessibilità è garantita dal fatto che tutte queste macchine sono dotate di *controllo numerico* collegato al computer centrale di gestione dell'impianto. I programmi di lavorazione o movimentazione o controllo necessari ai vari pezzi che possono essere lavorati, sono generalmente inviati dal computer centrale alle memorie delle singole unità di governo (operazione di *down loading*): ogni unità manda in esecuzione il programma appropriato, a secondo del pezzo che arriva in lavorazione, generalmente attraverso la lettura di un codice sul pallet dove il pezzo stesso è montato. Per questi motivi è di fondamentale importanza la presenza della *logica di macchina programmabile* (vedi par. 10-4-3b) che permette un facile interfacciamento della macchina con l'ambiente esterno. È altresì importante che l'unità operativa sia dotata di grande affidabilità e di un *sistema diagnostico* evoluto, in grado di segnalare al computer centrale il manifestarsi di anomalie onde poter dirottare la lavorazione su altre macchine. La flessibilità è anche garantita dal fatto che ogni unità può eseguire operazioni diverse: i centri di lavoro mediante cambio degli utensili contenuti nei loro magazzini, le macchine di misura mediante l'utilizzazione di vari tipi di tastatori disponibili nel loro magazzino.
- *Il sistema di trasporto*: di fondamentale importanza per le prestazioni dell'impianto FMS è il sistema di movimentazione dei pezzi che devono essere lavorati sulle varie unità operative. Le soluzioni fondamentali sono le seguenti (fig. 10-77):

  a) il pezzo (o i pezzi, se di dimensioni piccole) viene montato su una piastra unificata denominata *pallet* tramite apposite attrezzature e fa il suo ingresso nell'impianto FMS muovendosi, controllato dal computer centrale, su una guida lineare o circolare posta in vicinanza delle unità operative (fig. 10-77*a*). In corrispondenza di ogni unità, un apposito sistema di movimentazione preleva il pallet desiderato dalla guida e lo porta nella zona di lavoro: al termine della lavorazione lo stesso dispositivo riposiziona il pallet sulla guida;

  b) il pezzo viene prelevato da una linea di alimentazione pezzi da un robot, che lo posiziona nella zona di lavoro di una o più macchine presenti (fig. 10-77*b*). Se le macchine sono disposte linearmente, il robot viene montato su una guida di scorrimento (che rappresenta un ulteriore asse controllato del robot) che gli permette di raggiungere tutte le macchine. Nei due casi il robot provvede a montare il pezzo sulle attrezzature predisposte sulle macchine, a smontarlo al termine della lavorazione ed a depositarlo in una linea pezzi finiti. Questo sistema non è molto flessibile, in quanto la tipologia di pezzi lavorabili dipende essenzialmente dalle attrezzature presenti sul pallet delle macchine, studiate solo per il bloccaggio di un numero molto limitato di pezzi.

  c) la soluzione che garantisce la maggiore flessibilità è quella di tenere ogni pezzo da lavorare fisso sul proprio pallet dall'ingresso all'uscita dell'impianto, ma di provvedere al suo trasporto mediante carrelli semoventi tipo *AGV* (*Automatic Guided*

ISBN 88-408-1028-5

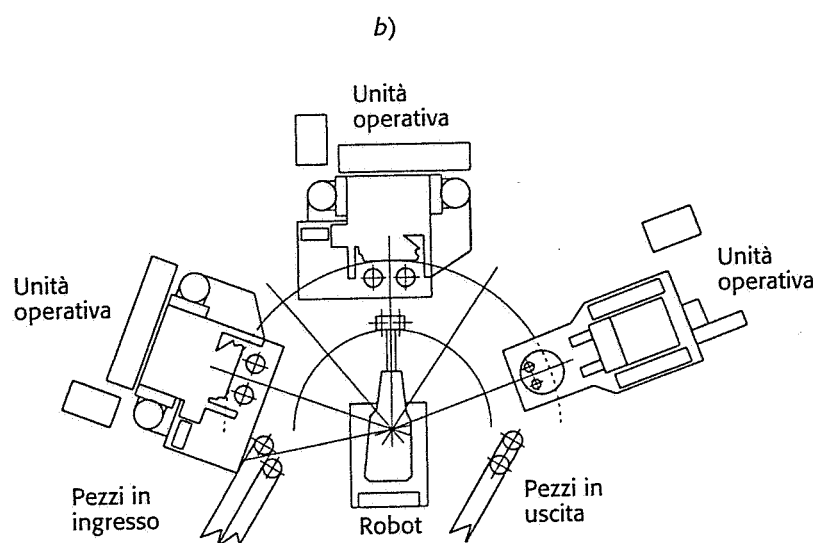
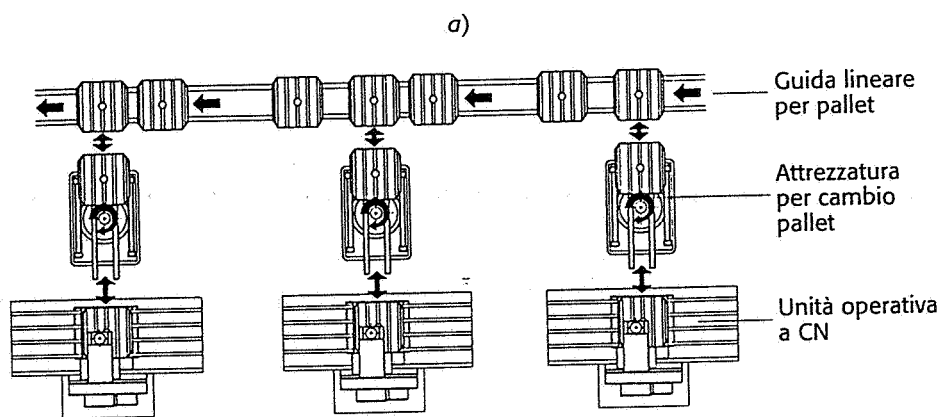
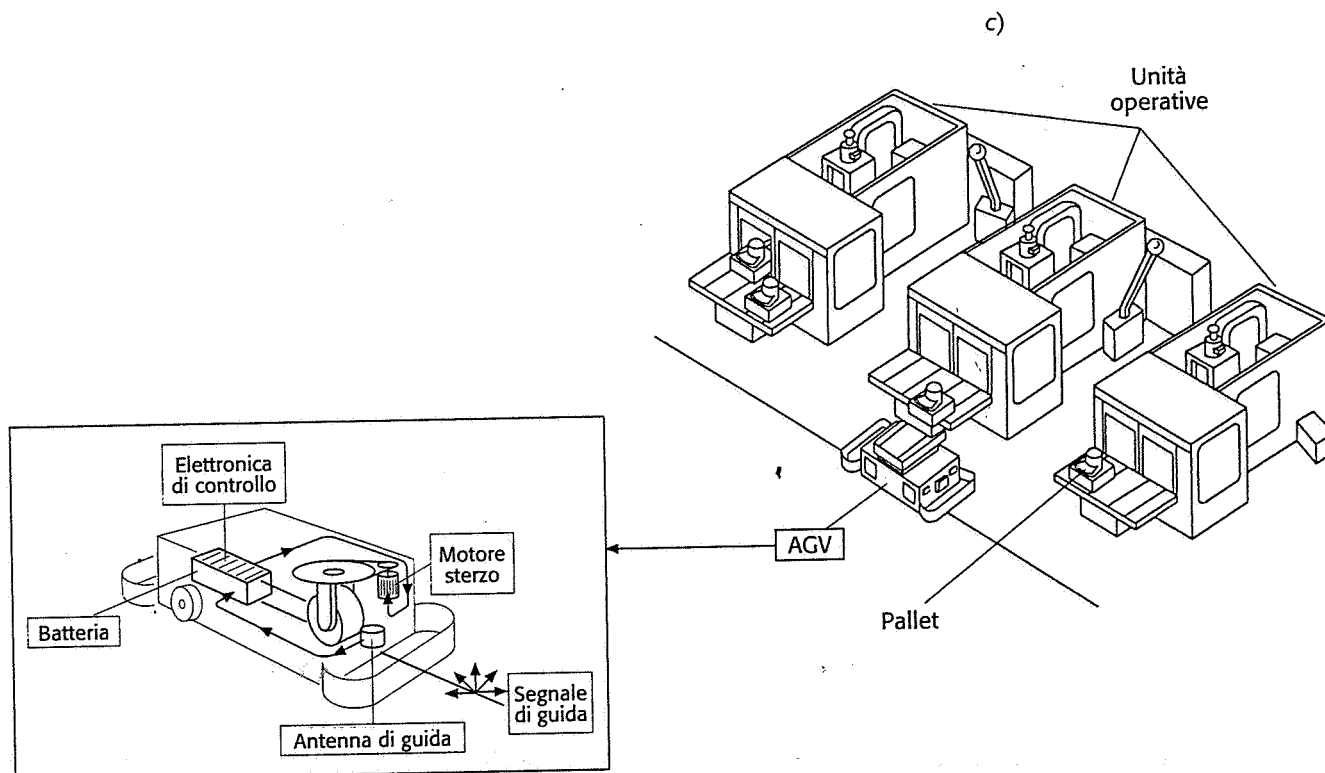



Fig. 10-77 Principali metodi per la movimentazione dei pezzi in un FMS: *a*) con pallet mobili su guida; *b*) con robot fisso o mobile su rotaia; *c*) su pallet mobili su carrelli AGV.

Vehicles), come illustrato nella figura 10-77*c*. Il carrello AGV è essenzialmente un carrello automotore con motore elettrico e batterie, con tre o 4 ruote gommate, sistema sterzante e sistema di guida automatica mediante un computer di bordo. Il percorso che il carrello AGV effettua nello stabilimento è fissato, sulla base del lay-out delle unità operative, mediante un cavo sotterraneo percorso da corrente alternata: una bobina a bordo dell'AGV rileva la presenza del campo magnetico ed il computer di bordo provvede a seguire il cavo. Ogni AGV comunica poi via radio o via ottica (ad infrarossi) con il computer centrale che gestisce completamente il traffico. Nel caso di centri di lavorazione a CN, appositi dispositivi scaricano il pallet nella zona di lavoro della macchina e lo ricaricano sull'AGV al termine della lavorazione.

- *Il sistema di gestione utensili*: generalmente le unità operative sono dei centri di lavorazione a CN, con magazzini contenenti anche fino a 200 utensili. In questo caso quindi è facilmente immaginabile quanto sia importante una corretta gestione di tutti gli utensili circolanti nell'impianto. La preparazione degli utensili avviene in un locale denominato *tool-room* dove vengono eseguite, fino ad oggi manualmente, le seguenti operazioni: montaggio degli utensili nei relativi portautensili, *presetting* su apposite macchine, codifica, oggi essenzialmente con chip magnetico. Terminate queste operazioni gli utensili devono essere montati nei magazzini delle macchine: ciò può essere fatto manualmente, oppure trasportando il gruppo utensili già montati su un magazzino modulare con un sistema tipo AGV fino a ogni macchina, dove la sostituzione di tutto il magazzino può anche avvenire automaticamente, oppure con impianti di trasporto utensili appositamente progettati. È poi necessario il controllo delle condizioni di ogni utensile a bordo macchina: le macchine utensili degli attuali impianti FMS prevedono un controllo di rottura utensile, con semplici sensori, e un controllo di vita utile, fatto semplicemente assegnando, in fase di programmazione, a ogni utensile una durata prevista e registrando il tempo effettivo di taglio. In un caso e nell'altro, cioè sia un rilevamento di rottura sia il superamento della vita utile prevista, fanno sì che l'unità di governo segnali al computer centrale di gestione dell'FMS la necessità di sostituire l'utensile. Nella tool room si deve provvedere poi al ricevimento degli utensili provenienti dalle macchine, al loro controllo, al loro smontaggio dai portautensili ed al loro ripristino o scarto. Gli impianti FMS esistenti non prevedono un funzionamento automatico ed integrato della tool room, dove quindi sono sempre presenti vari addetti.
- *Il sistema di controllo*: il sistema di controllo di un impianto FMS è del tipo distribuito, cioè le varie funzioni sono affidate a sistemi diversi. Il livello superiore di supervisione di tutto il funzionamento dell'impianto è affidato a un computer caratterizzato da idonea memoria di massa, da un sistema operativo multiutente, dalla disponibilità di linguaggi di programmazione e da interfacce per terminali grafici, stampanti, plotter, ecc. Tali attrezzature sono localizzate solitamente in un locale separato dall'impianto: la *control room*. Il livello inferiore di controllo è affidato a tanti processor locali quante sono le unità operative e quelle ausiliarie presenti nell'impianto. Si tratta dei controlli numerici CNC per le

ISBN 88-408-1028-5

macchine utensili e per i robot e dei PLC (*Programmable Logic Controller*) per i sistemi di trasporto e altri automatismi. I due livelli sono collegati attraverso una rete di trasmissione dati, che può assumere due configurazioni: tipo *punto a punto*, cioè dal computer centrale a ogni processor locale, oppure con struttura a *bus* gestito da un controllore di linea, cioè un canale di comunicazione sul quale sono collegati tutti i processor locali. In questo ultimo caso sono possibili anche comunicazioni tra i vari processor locali. È inoltre possibile l'interconnessione con livelli superiori, per esempio con altri computer aziendali utilizzati, in una struttura integrata, per problemi di gestione della produzione. Esiste sempre, al livello più alto di controllo, un sistema di sicurezza, costituito da un computer ausiliario che funziona in parallelo al principale, che entra in funzione automaticamente in caso di guasto del primo, per il controllo, di solito a prestazioni ridotte, dell'impianto. Il software presente sul computer principale provvede a tutte le funzioni fondamentali, tra le quali: fornire istruzioni alle singole unità operative, registrare i volumi di produzione, inviare istruzioni per la sostituzione di utensili rotti o usurati, gestire il traffico dei pezzi, generare percorsi alternativi dei pezzi in caso di guasto a una macchina, stendere a fine turno il rapporto sulla produzione effettuata, *monitoring* delle operazioni svolte dalle varie unità e loro controllo diagnostico, *scheduling* delle lavorazioni e ottimizzazione delle prestazioni dell'impianto. Sul calcolatore ausiliario possono anche funzionare programmi di simulazione di nuovi lotti di lavorazione o di preparazione di nuovi programmi per le macchine.

10-8-3 Esempi di sistemi FMS

Nelle figure 10-78, 10-79 e 10-80 sono riportati schemi di impianti FMS, insieme con le caratteristiche della produzione effettuata.

10-8-4 Verso il CIM

Il termine CIM, ormai divenuto di uso comune nell'ambiente della produzione meccanica, rappresenta l'obiettivo finale ancora da raggiungere per completare il processo di automazione della fabbrica. CIM è un acronimo che significa *Computer Integrated Manufacturing*, in altre parole fabbrica automatica integrata. In questo concetto coesistono due aspetti:

- *automazione* di tutti i vari aspetti della produzione, riducendo drasticamente il personale di servizio;
- *integrazione*, cioè collegamento logico e fisico tra la parte propriamente produttiva e la parte pianificazione e gestione della produzione.

L'attuazione di questi obiettivi richiede sia la risoluzione di alcuni problemi di automazione negli impianti FMS, sia la completa informatizzazione, con conseguente inevitabile riorganizzazione, di tutti i reparti dell'azienda. In altre parole ciò che crea veramente l'architettura CIM o la fabbrica automatica è l'automazione, integrazione e gestione del flusso informativo tra i vari settori dell'azienda, resa pos-

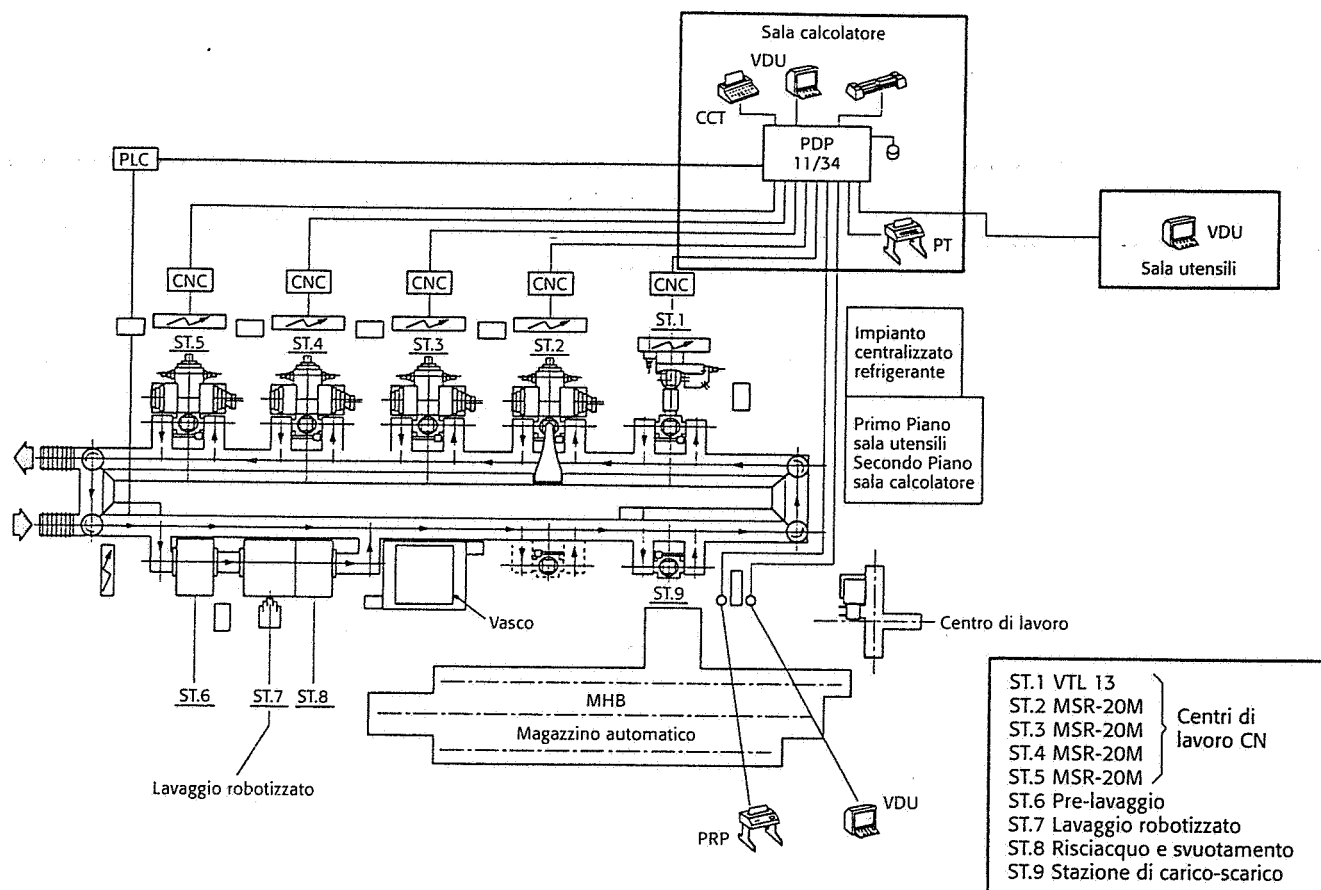



Fig. 10-78 Impianto FMS presso la BORG-WARNER (USA) realizzato dalla COMAU SpA.
Caratteristiche:
- lavorazione di 85 pezzi diversi appartenenti a 7 famiglie (alberi a gomito, teste corpo compressore, coperchi, condotti di scarico, ecc.);
- produzione: 160 pezzi/giorno in ordine casuale;
- impianto di lavaggio robotizzato;
- magazzino automatico per stoccaggio e smistamento greggi e lavorati.

sibile da un *collegamento informatico* di tutti gli enti: dal ricevimento ordini alla gestione amministrativa, dal progetto del prodotto allo studio dei cicli di lavorazione e collaudo, dalla movimentazione pezzi alla gestione dei magazzini ed alla spedizione. La figura 10-81 riporta un diagramma a blocchi che riassume tutte le principali attività che la struttura CIM deve integrare.

Attualmente una struttura CIM completa non è ancora stata realizzata, anche se i singoli *pezzi del mosaico* sono già disponibili: sistemi di progettazione CAD, sistemi di pianificazione di processo CAPP, sistemi di lavorazione FMS, sistemi di controllo dimensionale automatico, sistemi di trasporto AGV, sistemi di magazzinaggio automatico, software per la gestione della produzione, software per la gestione di ordini, di acquisti, di magazzini, ecc. È opinione diffusa tra gli esperti del settore che la strada per la realizzazione del CIM passi attraverso una *strutturazione modulare* del sistema produttivo: si tratta cioè di concepire la parte produttiva del CIM come un insieme

ISBN 88-408-1028-5

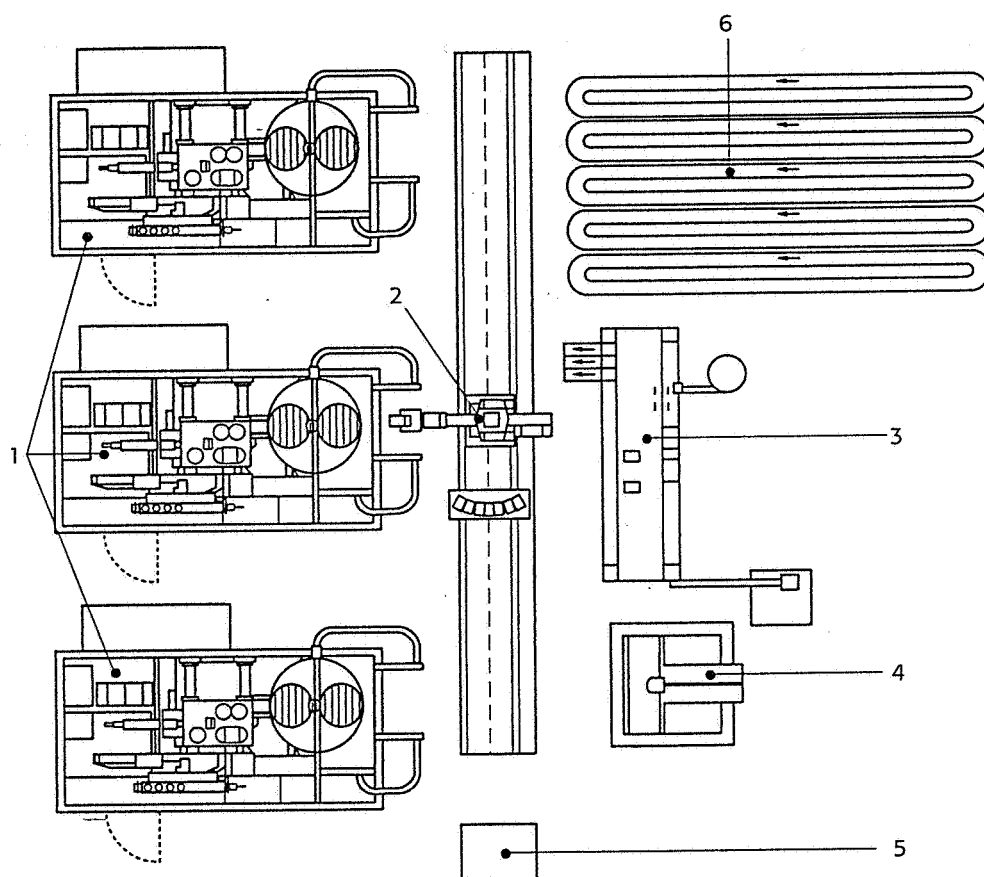



Fig. 10-79 Impianto FMS per la lavorazione di pompe ad ingranaggi (pompe di lubrificazione per motori d'aereo) realizzato dalla Olivetti CN per la CESSNA (U.K.).

Legenda:
1) Centri di lavoro a CN (3 Horizon 110 N)
2) Robot di movimentazione pezzi e asservimento macchine
3) Robot di assemblaggio
4) Macchina di misura e collaudo
5) Macchina di lavaggio
6) Anelli di deposito (sia dei pezzi da lavorare che di quelli assemblati e collaudati)

Caratteristiche:
Produce, su due turni, due famiglie di pompe (singole e doppie), in quantità di circa 75000 all'anno in mix variabile.
L'impianto è gestito da 2 sole persone. È possibile effettuare il controllo dimensionale di ogni pezzo in ogni fase della lavorazione per campionatura programmabile.
Tempo di attraversamento medio 20 minuti. Capacità di lavorare indifferentemente tutti i 35 particolari previsti. Funzionamento non presidiato di 4 ore. Minimizzazione dei tempi di risposta alle variazioni delle richieste di mercato.
Ha possibilità di espansione ed è predisposto per evoluzioni verso il CIM.

ISBN 88-408-1028-5

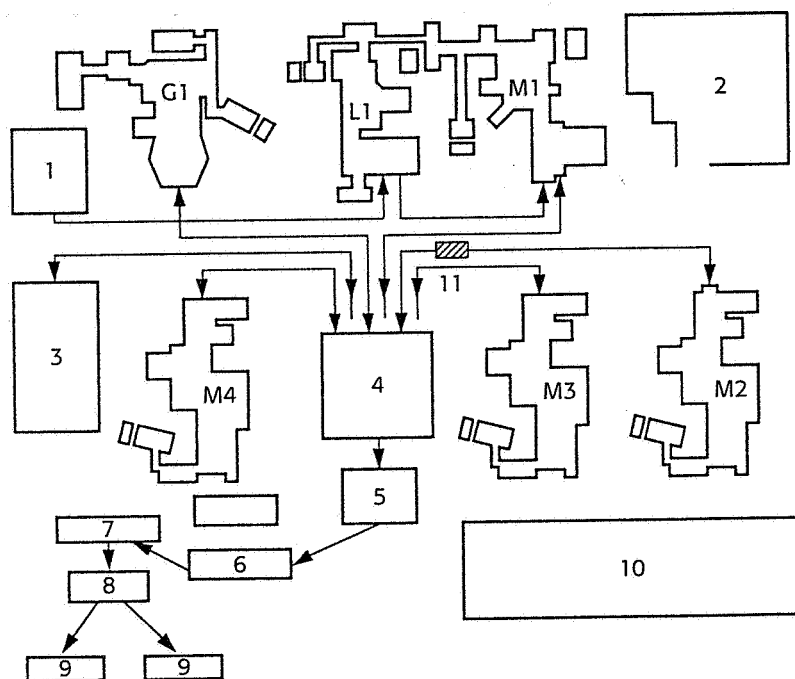



Fig. 10-80 Impianto FMS Toshiba per produzione teste portamandrino e magazzini utensili.
Caratteristiche:

- lavorazione di 4000 pezzi di cui 1500 cilindrici e 2500 primatici
- possibilità di produzione random non a lotti
- nell'impianto lavorano 3 persone per turno.

Legenda:

1) Magazzino dei pezzi da lavorare
2) Sala computer
3) Stazione trattamento superficiale
4) Stazione carico/scarico
5) Stazione di aggiustaggio
6) Stazione di assemblaggio
7) Stazione di misura
8) Stazione di imballaggio
9) Magazzini dei pezzi finiti
10) Magazzino attrezzature e utensili
11) Sistema di trasporto AGV. L1 tornio; G1 rettificatrice; M1 centro di lavorazione verticale; M2, M3, M4 centri di lavorazione orizzontali.

ISBN 88-408-102?-?

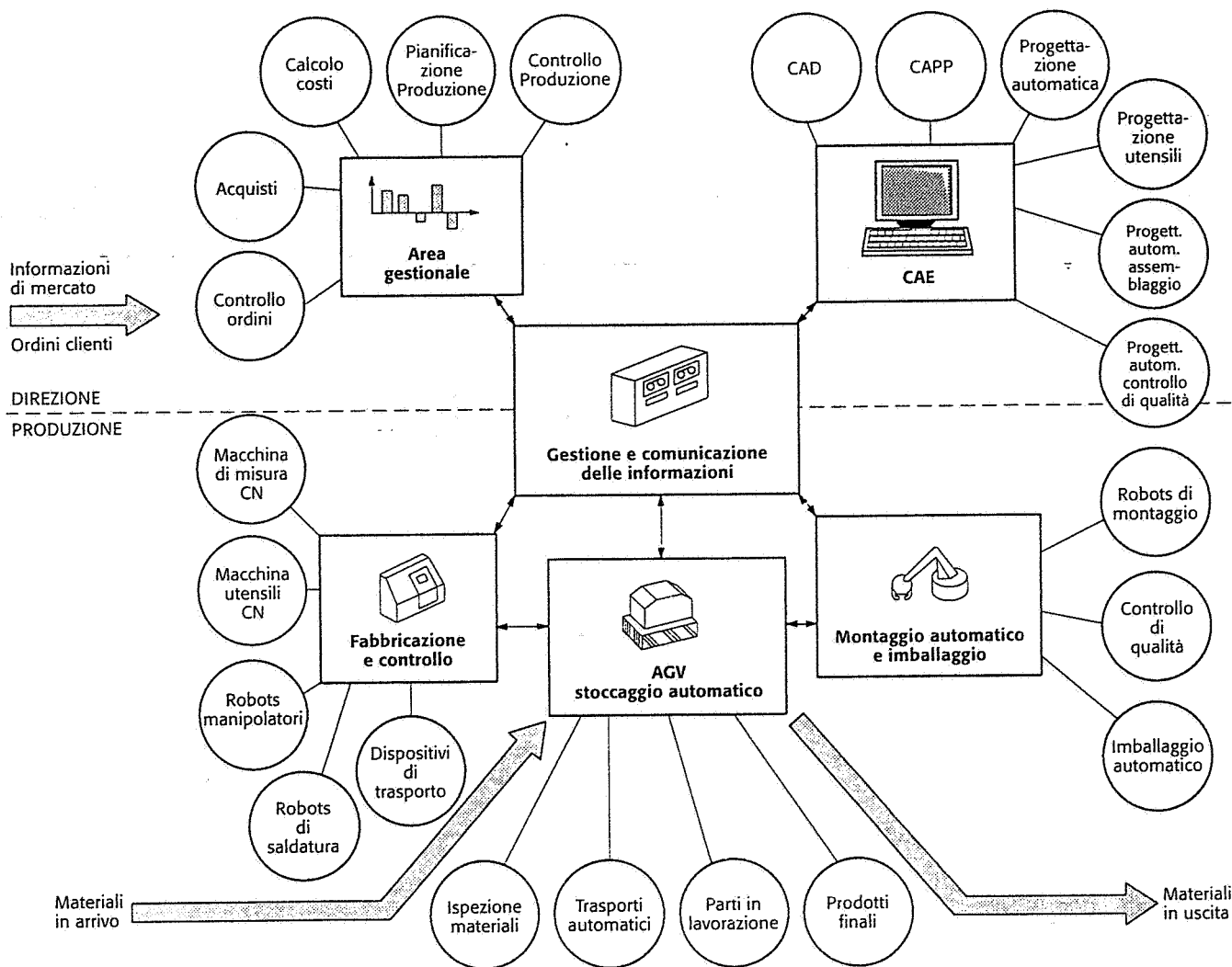



Fig. 10-81 Schema delle attività svolte, in modo integrato, in un sistema CIM.

di *celle flessibili* costituite ognuna da due o tre macchine a CN (eventualmente *riconfigurabili*) e da un robot per il carico e scarico dei pezzi, oppure semplicemente da un centro di lavorazione particolarmente flessibile, dotato di braccio robotizzato per carico e scarico pezzi ed utensili. Da alcuni la cella è considerata come una macchina utensile particolarmente evoluta: inoltre altre celle possono essere create per scopi diversi dalla lavorazione, per esempio celle di misura pezzi, celle per preparazione e presetting utensili, celle di montaggio automatico, ecc. Il collegamento tra queste celle con idonei mezzi automatici di trasporto completa la struttura *fisica* del sistema CIM: il resto è compito dei collegamenti informatici. Questo concetto *modulare* basato sulla cella FMS è anche in accordo con le esigenze della piccola e media industria, che, al contrario della grande industria, non può generalmente permettersi di fare rilevanti investimenti nel classico sistema FMS. Inoltre, per problemi legati al tempo necessario ad acquisire una idonea *cultura* sui nuovi metodi di produzione, essa preferisce un approccio graduale e modulare verso strutture sempre più automatizzate e integrate.

Un esempio di cella FMS, progettata in ottica CIM, è quello realizzato presso l'Università di Pisa.

ISBN 88-408-1028-5

Come risulta dalla figura 10-82 la cella è costituita da:

- un tornio a controllo numerico;
- un centro di lavorazione a CN dotato di un cambio pallet gestito dal controllo stesso e da un magazzino utensili a 30 posizioni;
- un robot cilindrico, con 4 gradi di libertà, per le operazioni di carico e scarico pezzi. Il controllo è programmabile con linguaggio ad alto livello: oltre alle funzioni normali di controllo dei movimenti del robot, esso gestisce la logica di funzionamento di tutta la cella attraverso una serie di input/output digitali.

Un banco di alimentazione automatica di pezzi greggi completa la cella, insieme con un banco di montaggio e preparazione utensili.

La cella è controllata da un computer, sito nell'adiacente centro di calcolo. Esso è collegato ai tre controlli numerici tramite linee seriali e, mediante schede di acquisizione dati, può collegarsi facilmente a sensori analogici e digitali di vario tipo (per esempio un sistema di visione), nonché modificare in tempo reale i parametri di taglio delle due macchine utensili in modo da realizzare lavorazioni tali da garantire la qualità prevista dal progettista.

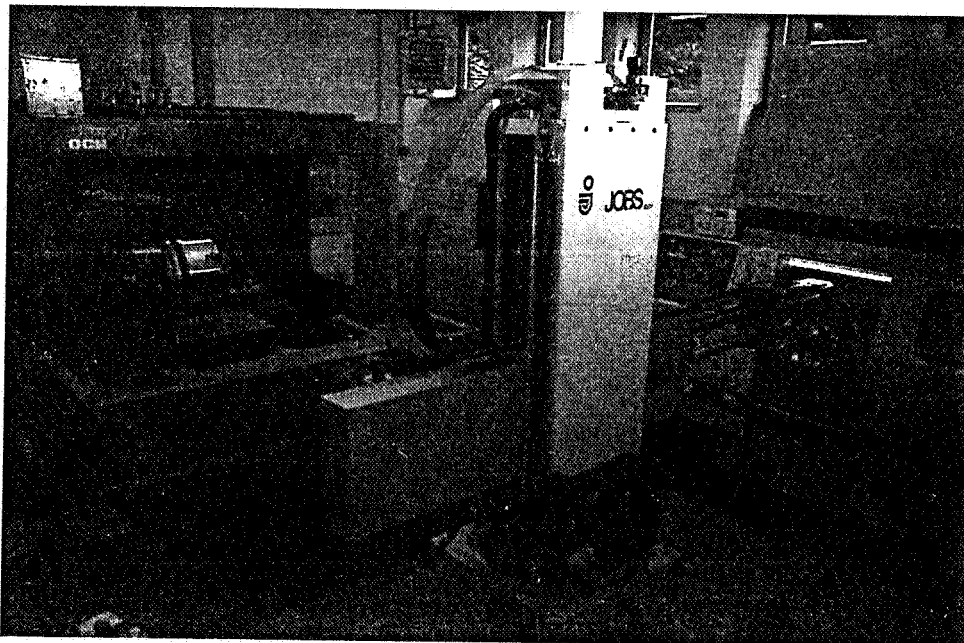
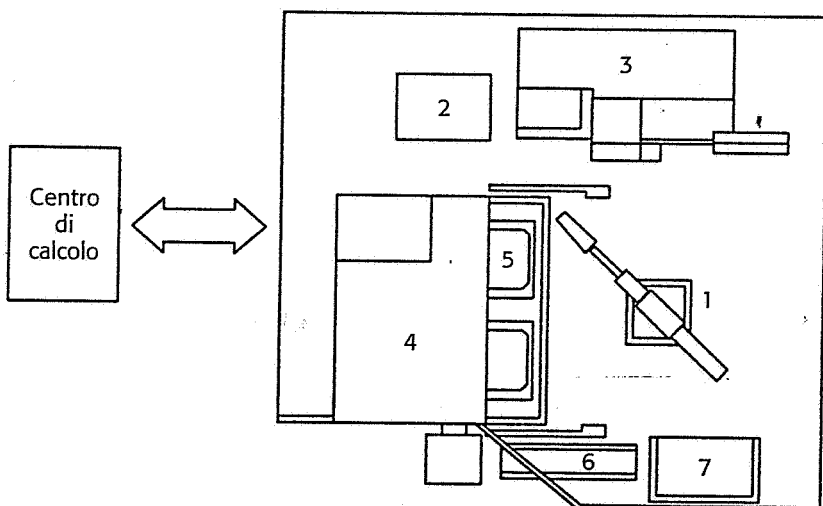



Fig. 10-82 Cella FMS installata presso l'Università di Pisa.
Legenda:
1) Robot
2) UG del robot
3) Tornio CN
4) Centro di lavoro CN
5) Pallet
6) Alimentazione pezzi greggi
7) Banco montaggio utensili

ISBN 88-408-1028-5

La cella FMS è un impianto *pilota* e costituisce un esempio di fabbrica completamente automatica, integrata e ottimizzata in ottica CIM.

Il significato di questi tre termini è il seguente:

- *automatica* significa abolire completamente l'intervento di programmatori e tecnici in tutte le operazioni comprese tra la progettazione e l'ottenimento del pezzo finito, disponibile per il montaggio;
- *integrata* sta a significare un perfetto collegamento tra le attività di progettazione, programmazione CN, lavorazione e manipolazione, assicurato da un ben studiato ed efficiente connubio tra elettronica e informatica;
- *ottimizzata* significa che tutte le scelte fatte in modo automatico nell'ambito delle varie operazioni, sono il frutto di considerazioni che tendono a ottimizzare l'intero processo produttivo e sono sempre e comunque collegate ai reali processi tecnologici che avvengono nella cella. Ciò è ottenuto con ampio uso di sensori e sistemi esperti.

Lo schema logico delle attività che si svolgono nella cella è riportato nella figura 10-83. Essi sono:

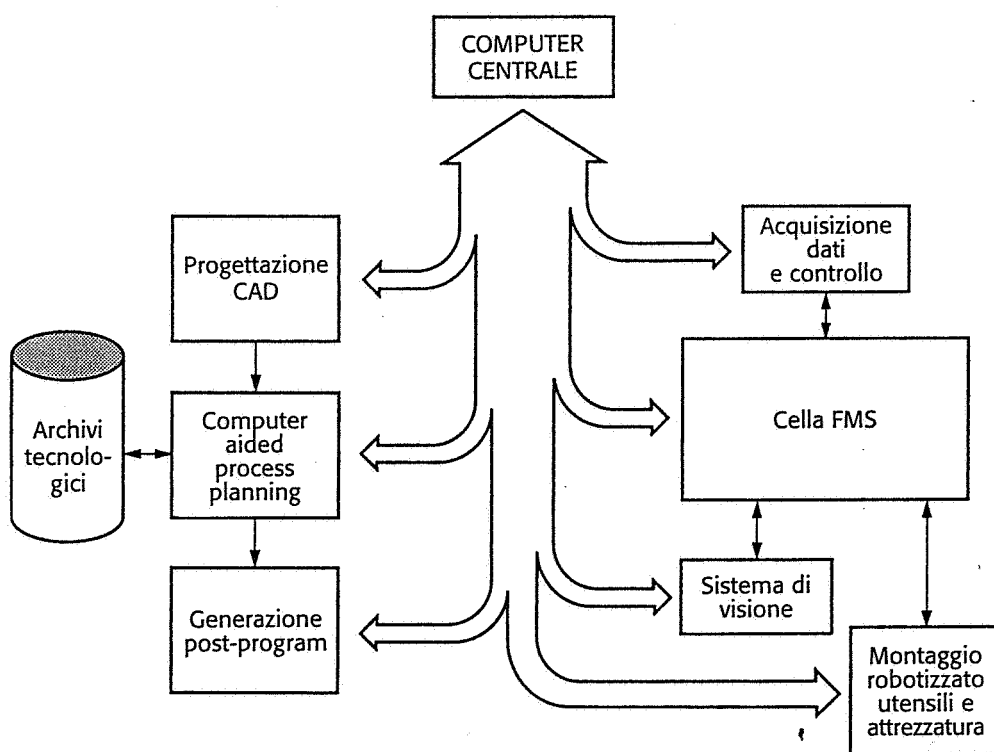



Fig. 10-83 Schema logico della gestione, programmazione e controllo della cella flessibile.

Alcune immagini riguardanti la possibilità di montaggio robotizzato degli utensili e delle attrezzature di tipo modulare sono riportate nelle figure 10-84 e 10-85.

Conformemente al concetto di *modularità*, prima esposto a proposito della nascita di un sistema CIM, la cella FMS sperimentale della Università di Pisa, rappresenta solo una cella di lavorazione per asportazione di truciolo. Tuttavia essa è predisposta per un collega-

ISBN 88-408-1028-5

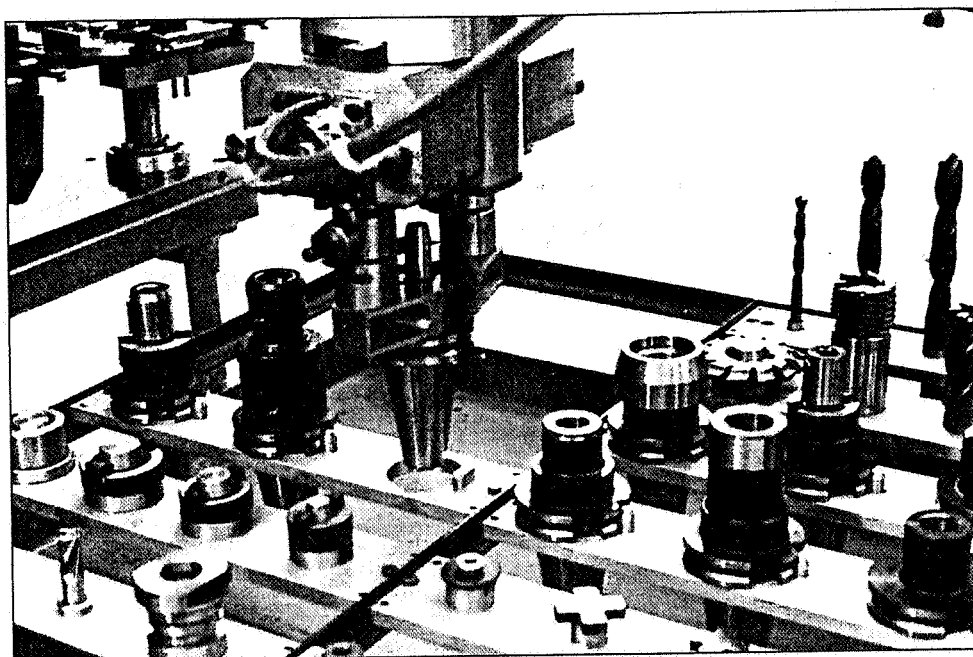
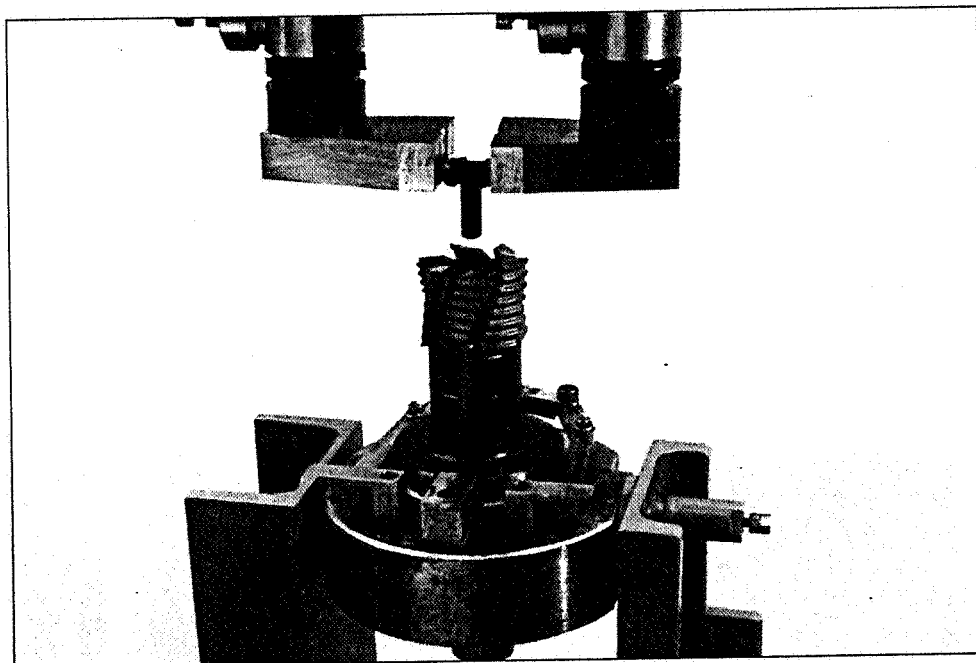



Fig. 10-84 Montaggio robotizzato di un utensile: *a*) prelevamento di un portautensile dal magazzino; *b*) montaggio di una fresa.

mento logico e fisico con una *cella di controllo dimensionale* e con una *cella di montaggio flessibile*. Un'immagine della cella di montaggio flessibile e autoriconfigurabile tramite robot, realizzata presso l'Università di Pisa, è riportata nella figura 10-86.

10-9 Bibliografia

Giusti, F., Scalari, F., Bini, F., *I comandi adattativi delle macchine utensili*, Tipografia Editrice Pisana, Pisa 1974.

Manuelli, R., Mastretta, M., Tagliasco, V., *Tecnologie e problematiche dei sistemi flessibili di lavorazione*, AUTOMA Etas Kompass, Milano 1984.

ISBN 88-408-1028-5

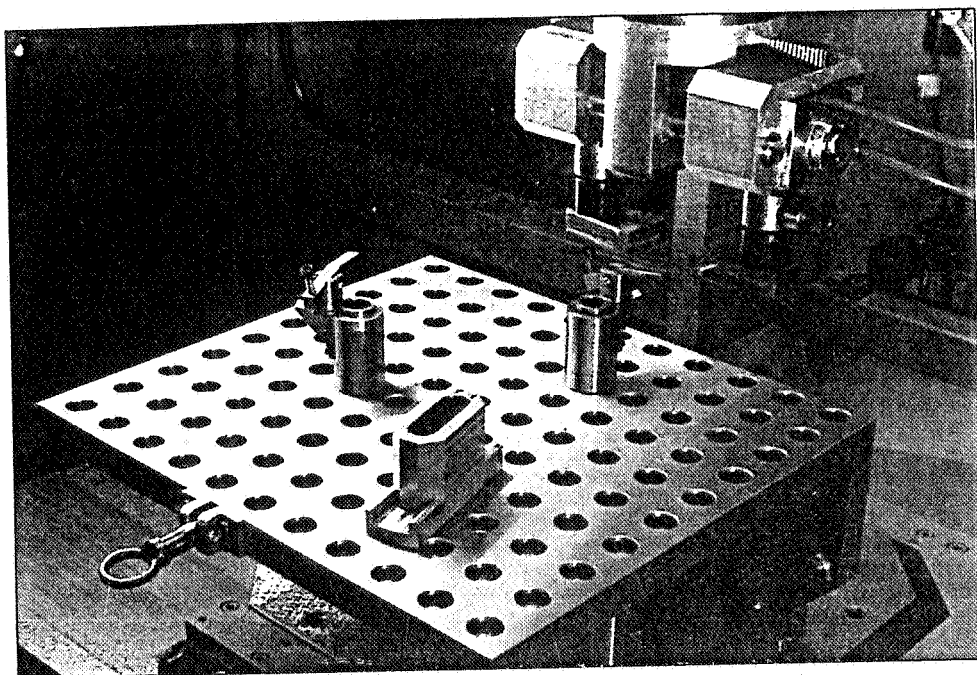
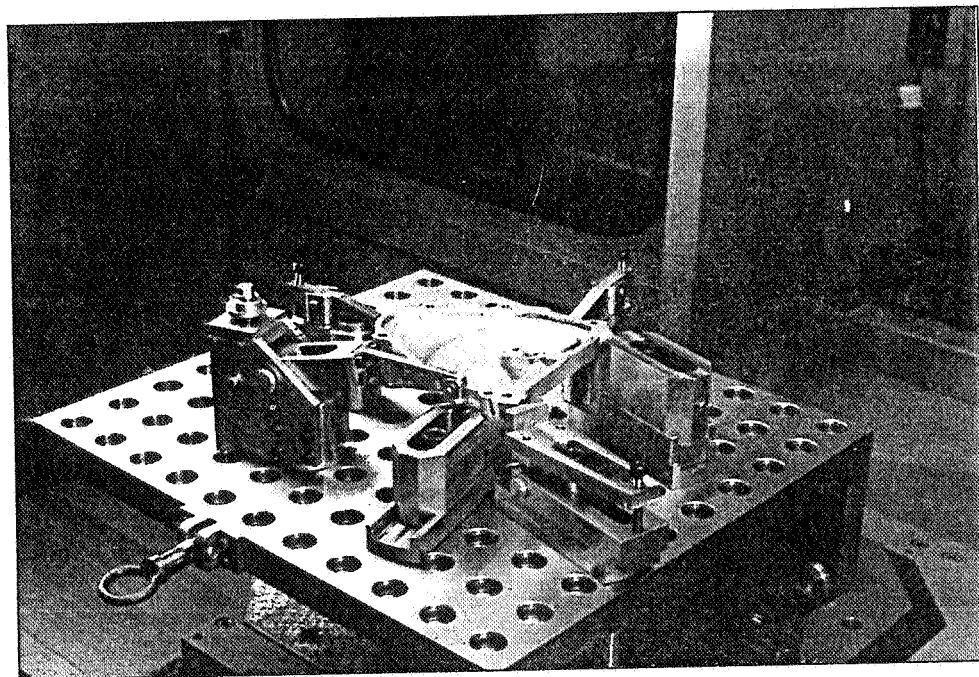



Fig. 10-85 Montaggio robotizzato di un'attrezzatura modulare.: *a*) posizionamento degli elementi; b) pezzo montato sull'attrezzatura.

Bartorelli, M., *Controllo numerico delle macchine utensili e automazione industriale*, Gruppo editoriale Stammer, Milano 1986.

Craig, J.J., *Introduction to robotics*, Addison-Wesley, USA 1986.

Giusti, F., Santochi, M., Tantussi, G., *On line sensing of flank and crater wear of cutting tools*, Annals of the CIRP, vol. 36/1, pag. 41-44, Ed. Hallwag, Berne 1987.

Santochi, M., Dini, G., *Metodo di pianificazione delle traiettorie di un robot in una cella FMS mediante simulazione CAD*, LA MECCANICA ITALIANA, anno XXIV, n. 218, Milano Settembre 1988.

Giusti, F., *Il laboratorio FMS dell'istituto di tecnologia meccanica di Pisa*, Atti del seminario su "La fabbrica automatica alle soglie del 2000", Giardini editore, Pisa ottobre 1989.

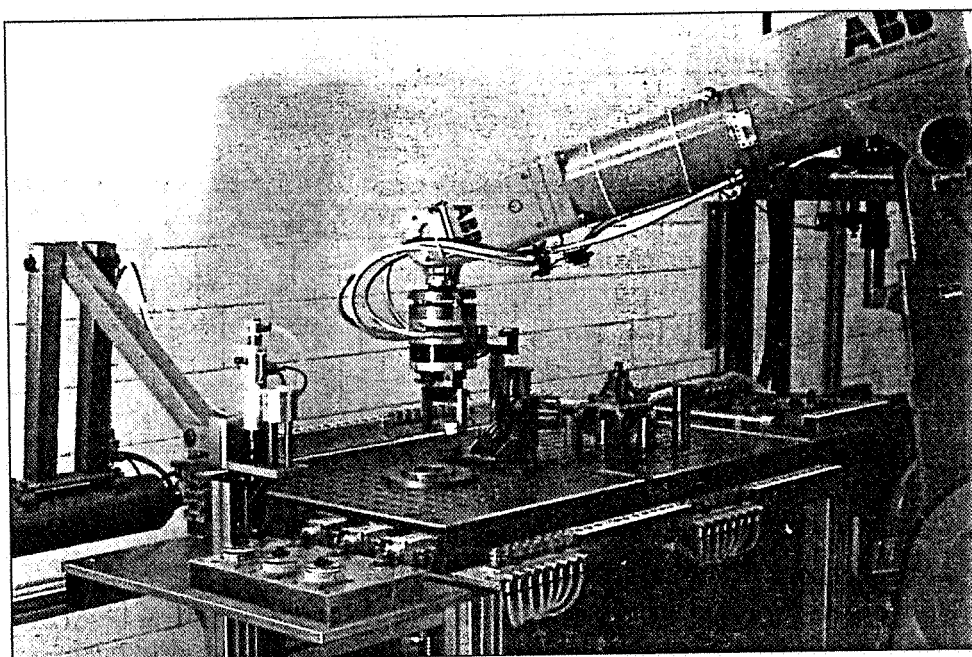
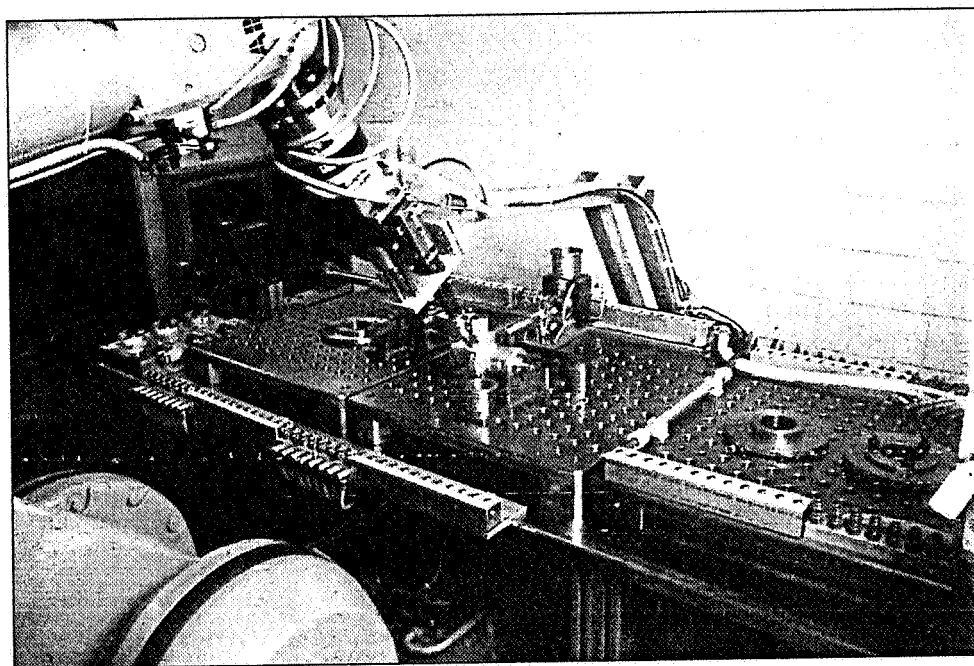



Fig. 10-86 Operazione di montaggio robotizzato eseguita nella cella flessibile di montaggio della Università di Pisa; *a*) preparazione dell'attrezzatura; *b*) avvitatura inclinata.

Giusti, F., Santochi, M., Dini, G., *An integrated and flexible system for automatic tool assembly and disassembly*, Annals of the CIRP, vol. 39/1, pagg. 29-32, 1990.

Giusti, F., Santochi, M., Dini, G., *An integrated and flexible system for automatic tool assembly and disassembly*, Annals of the CIRP vol 39/1 1990 pagg. 29-32.

Santochi, M., Dini, G., *Use of a multitask CNC: drilling with cutting force stabilization*, Rivista di meccanica internazionale, n. 126 vol. 23 Novembre Dicembre 1991.

Giusti, F., Santochi, M., Dini, G., *Robotized assembly of modular fixtures*, Annals of the CIRP vol. 40/1 1991.

Santochi, M.,Giusti, F., Tantussi,G., Dini, G., *Tool wear monitoring of*

ISBN 88-408-1028-5

twist drills by image analysis, 3rd int. conf. on Advanced Manufacturing Systems and Technology, Udine, Aprile 1993.

Thyer, G.E., *Computer numerical control of machine tools*, BH Newness, Oxforfd, 1993.

Giusti, F., Dini, G., Arioti, A., *A reconfigurable assembly cell for mechanical products*, Annals of the CIRP, vol 43/1 1994.

Dini, G., *Elementi di programmazione delle macchine utensili a controllo numerico*, TEP, Pisa, 1996.

Santochi, M., Dini, G., Tantussi, G., Beghini,M., *A sensor integrated tool for cutting force monitoring*, Annals of the CIRP, vol 46/1/1997

Failli, F., *Macchine di misura a controllo numerico*, TEP, Pisa, 1998.

Polini, W., *Configurazione automatica della sonda touch trigger di una macchina di misura a coordinate*, tesi di dottorato, 1999.

Koren, Y., Heisel, U., Jovane, F:, Moriwaki, T., Pritschow, G., Ulsoy,G., Van Brussel, H., *Reconfigurable manufacturing systems*, Annals of the CIRP, vol 48/2, 1999.

Rivista *Tecnologie meccaniche.*

Manuali di programmazione NC delle ditte AB-OSAI e Selca.

Documentazione delle ditte Selca, Comau, Renishaw, Sandvik, Kennametal.

Indice analitico

ISBN 88-408-1028-5

ISBN 88-408-1028-5

D

ISBN 88-408-1028-5

ISBN 88-408-1028-5

ISBN 88-408-102?-?

ISBN 88-408-1028-5

Q

R

ISBN 88-408-1028-5

ISBN 88-408-1028-5

T

ISBN 88-408-1028-5

ISBN 88-408-1028-5

U

ISBN 88-408-1028-5